



TITLE:

高流動コンクリートによる建設工
事の合理化に関する研究(
Dissertation_全文)

AUTHOR(S):

西崎, 丈能

CITATION:

西崎, 丈能. 高流動コンクリートによる建設工事の合理化に関する研究.
京都大学, 2002, 博士(工学)

ISSUE DATE:

2002-03-25

URL:

<https://doi.org/10.14989/doctor.k9553>

RIGHT:

高流動コンクリートによる建設工事の 合理化に関する研究

2002年1月

西崎 丈能

目 次

第1章 序 論	1
1. 1 研究の背景および目的	1
1.1.1 都市ガス事業を取り巻く環境	1
1.1.2 PCLNG 貯槽	1
1. 2 本論文の構成	3
参考文献	4
第2章 LNG 貯槽の土木建設工事の合理化の方策	5
2. 1 LNG 貯槽の土木建設工事費	5
2.1.1 貯槽および防液堤型式の変遷	5
2.1.2 貯槽および防液堤の建設費の推移	6
2.1.3 PCLNG 貯槽の土木工事費合理化の方向性	18
2. 2 土木、建築工事の合理化に関する既往の研究	21
2.2.1 公共工事コスト縮減対策に関する行動指針	21
2.2.2 建築工事	21
2.2.3 土木工事（高流動コンクリートを用いた合理化）	23
2. 3 PCLNG 貯槽の土木工事の合理化の方策	24
2.3.1 従来の合理化方策	24
2.3.2 新たな合理化方策	25
2. 4 防液堤の厚さの低減	29
2.4.1 防液堤の必要厚さの検討	29
2.4.2 防液堤の構造安定性の確認	30
2.4.3 結論	33
2. 5 第2章のまとめ	34
参考文献	34
第3章 逆打ち用高流動コンクリート（仮設開口部閉塞用コンクリート）の実用化	36
3. 1 要求性能	36

3. 2 配合実験	38
3.2.1 材料・配合の基本特性実験	38
3.2.2 膨張率の経時損失に与えるセメントの粉末度、スラグ混合率の影響	46
3.2.3 高性能 AE 減水剤の種類による空気連行の検討	46
3.2.4 示方配合	47
3.2.5 低温強度特性および高温履歴後の強度特性	49
3. 3 製造管理	53
3.3.1 練混ぜ方法	53
3.3.2 材料の品質、配合の管理方法	54
3. 4 施工管理	55
3.4.1 フレッシュコンクリートの品質管理結果	56
3.4.2 圧送性	56
3.4.3 流動距離の影響	58
3.4.4 型枠に作用する側圧	59
3.4.5 まとめ	61
3. 5 仮設開口部の打設計画と施工結果	62
3.5.1 開口部の閉塞計画	62
3.5.2 逆打ちモデル供試体による実証実験	63
3.5.3 開口部閉塞の施工結果	64
3. 6 第3章のまとめ	69
参考文献	70
第4章 高強度・高流動・高耐久コンクリートの実用化	72
4. 1 要求性能	72
4. 2 予備検討	73
4.2.1 暫定配合	73
4.2.2 試験結果	75
4.2.3 考察	78
4.2.4 高強度・高流動コンクリート実用化のための材料・配合上の課題	80
4. 3 配合実験	81
4.3.1 コンクリート種別および目標品質	81

4.3.2 実験概要	83
4.3.3 配合実験結果	87
4.3.4 示方配合	101
4.4 耐久性	103
4.4.1 高流動コンクリートおよび高強度コンクリートの耐久性に関する既往の研究	103
4.4.2 セメントの違いが耐久性に与える影響	104
4.4.3 養生条件および打継ぎ方法が耐久性に与える影響	107
4.4.4 構造物における高流動コンクリートの塩分浸透抵抗性の分布	120
4.5 第4章のまとめ	125
参考文献	126
第5章 高流動コンクリートの施工方法	129
5.1 施工管理	129
5.1.1 配管方法	129
5.1.2 打設方法	134
5.1.3 ポンプ圧送性	138
5.1.4 養生方法	140
5.1.5 天端仕上げ	141
5.1.6 打継ぎ方法	141
5.1.7 型枠に作用する側圧	143
5.1.8 液体窒素冷却がフレッシュコンクリートの性状に与える影響	145
5.2 製造管理・受入検査	147
5.2.1 製造管理	147
5.2.2 製造・受入検査システム	155
5.3 ジャンプフォーム工法による施工	159
5.3.1 施工概要	159
5.3.2 型枠・支保工の計画	160
5.3.3 打設方法と打設管理	160
5.4 自昇式足場工法による施工	161
5.4.1 更なる合理化の方策	161
5.4.2 施工概要	166
5.5 施工結果	170

5.5.1 製造管理	170
5.5.2 現場受入れ時の品質管理と検査	171
5.5.3 打上がり高さ管理	173
5.5.4 型枠に作用する側圧	176
5.5.5 ポンプ圧送性	179
5.5.6 収縮ひび割れ制御管理	179
5.6 第5章のまとめ	181
参考文献	184
第6章 高流動コンクリートによる合理化の評価	186
6.1 評価と考察	186
6.1.1 技術的成果	186
6.1.2 高強度・高流動コンクリートによる工期短縮, コスト縮減効果	187
6.1.3 自昇式足場工法による工期短縮, コスト縮減効果	191
6.2 まとめ	193
6.2.1 PCLNG 貯槽の防液堤の合理化	193
6.2.2 LNG 貯槽の基礎、防液堤に使用する材料としての評価	194
参考文献	196
第7章 結 論	197
7.1 本研究で得られた成果	197
7.2 今後の展望	201
謝 辞	203

第1章 序 論

1. 1 研究の背景および目的

1.1.1 都市ガス事業を取り巻く環境

わが国の国内経済は、バブル崩壊後 1990 年台に入り低成長期となっている。さらに、今後は少子化・高齢化の進展が予想されており、国の財政収入の低下が予想されている。また、世界に目を向ければ、世界経済のグローバル化が急速に進展する中で、国際的な大競争時代が到来している。このため、国では、経済・社会の変化、産業構造の変遷に対応して経済構造改革を行い、投資を阻む高コスト構造を是正して本格的な少子・高齢社会を迎える前に、高い貯蓄や潜在成長力といったポテンシャルを活かす仕組みを早急に作る必要性が叫ばれている¹⁾。

ガス事業においても、低成長に伴うエネルギー需要の低迷、加えてエネルギー事業の規制緩和の潮流を起因とするエネルギー競合が激化しつつある。エネルギー競合は、他燃料との競争に留まらず、ガス事業間の競争も発生しつつある。このような状況の下、エネルギー事業としての競争力を維持していくためには、料金水準を下げることで、すなわち高コスト構造の是正およびフレキシビリティとスピードが求められる。高コスト構造を是正するには、少ない設備投資で効率よく設備を形成することが不可欠であるが、設備の建設に関していえば、要求される性能（保安、耐久性など）を満足させながら、建設コストを下げるという性能設計を実現することが必要となってくる。また、設備投資の可否の決定を、より設備の完成に近い段階に延ばせるため、投資リスクの回避の側面からも建設工期の短縮をはじめとする運転開始までのリードタイムの短縮が望まれている。

天然ガスは、インドネシア、ブルネイ、オーストラリア、マレーシアなどで産出し、現地で液化され、LNG（液化天然ガス）としてタンカーでわが国まで輸送される。LNGは受入基地でLNG貯槽に貯蔵された後、気化されて、都市ガスとしてパイプラインで市中送出される。大阪ガスでは、泉北製造所と姫路製造所の2つのLNG基地で製造した都市ガスを近畿圏の600万戸を越える需要家に年間約66億 m^3 供給している。都市ガス製造、送出に必要な設備は、LNG貯槽を中心とするLNG施設と都市ガスを供給するパイプラインに大別される。新設、維持管理を含めた設備投資に占める割合は、パイプラインが圧倒的に大きく、LNG施設の占める割合は少ない。しかし、LNGという -160°C の極低温の危険物である液化ガスを取り扱うという意味で、安全性と信頼性を維持しつつ、建設コストの縮減や建設工期の短縮を実現しなければならない点に、LNG施設建設の合理化の難しさがある。

そこで、本論文では、LNG施設の内、特に設備投資額の大きいLNG貯槽を対象として、LNGという危険物を取り扱う上で、その所要の安全性と耐久性を確保しつつ、その建設を合理化すなわち工事費の縮減と工期の短縮を実現することを目的とする。

1.1.2 PCLNG貯槽

最近では、保安レベルが高く、経済的で敷地の利用効率の高いLNG貯槽として、プレストレストコンクリート（PC）構造を二次容器に適用した外槽強化型のPCLNG貯槽の実績が増えつつある^{2), 3), 4)}。PCLNG貯槽は、図-1.1に示すように従来の金属二重殻貯槽にPC製防液堤を限りなく近づけて一体化した構造である。換言すれば、外槽にPC構造を用い、万一内槽からLNGが漏洩した場合に、その外側にある外槽

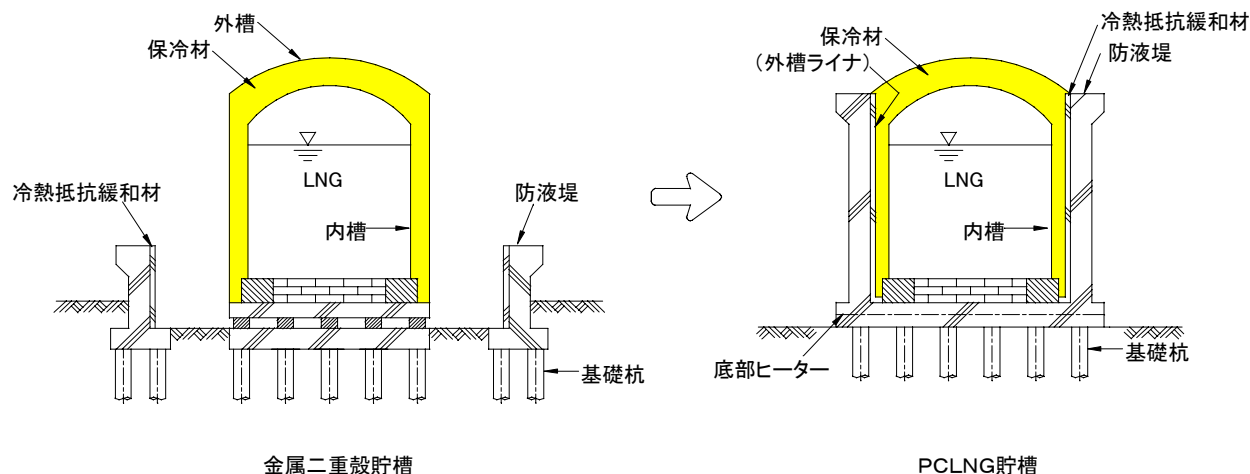


図-1.1 金属二重殻貯槽とPCLNG貯槽⁵⁾

にも流出LNGを安全に貯留する機能を持たせるという考え方に基づく型式である。防液堤が内槽に近接しているため、漏液面の拡大もなく、その影響範囲が局限化される安全性の高い貯槽である。

また、PCLNG貯槽は、貯槽と防液堤の間のスペースが不要となることにより敷地の利用効率を高めることができる。さらに、貯槽本体と防液堤の基礎が共有されることや外槽が自立式からPC製防液堤に取り付けられた薄板のライナ構造となるなどの合理的、経済的な構造を有する優れた特徴を備えた貯槽である⁴⁾。

LNG貯槽の建設コストを削減するためには、大容量化によるスケールメリットにより経済性の向上を図ることは有効である。しかし、大容量貯槽の実現のためには材料、構造、施工管理、品質管理等すべての面で高い信頼性を確保することはもちろんのこと、貯蔵量の増加に伴い万一の漏洩に対する安全性を高める必要がある。安全性の高いPCLNG貯槽はこの目的に沿った貯槽であると言える。

また、金属二重殻貯槽より建設スペースが小さくなり、限られた敷地に大容量の貯槽が建設可能となることから、敷地の有効活用の面からも大容量貯槽に適した型式である。

このように、PCLNG貯槽は、貯槽の大容量化を図りつつ、より一層安全性と信頼性を強化し得る構造の地上式貯槽であると言える⁴⁾。

PCLNG貯槽は、わが国では大阪ガスが1993年に初めて建設し、現在までに3基のPCLNG貯槽が稼働中である。これらのタンクは、その特長を活かして、従来の容量7.5万m³の金属二重殻貯槽と同じ敷地面積で14万m³あるいは18万m³まで大容量化している^{4), 5)}。(図-1.2) また、日本ガス、西部ガスなどでも建設され、建設実績が増加しつつある。

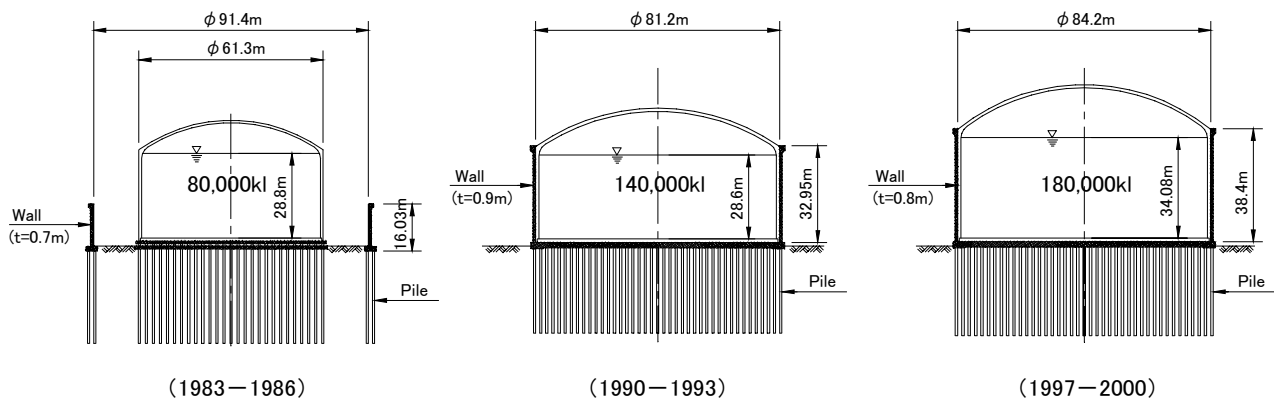


図-1.2 LNG貯槽の変遷（大阪ガスの例）⁵⁾

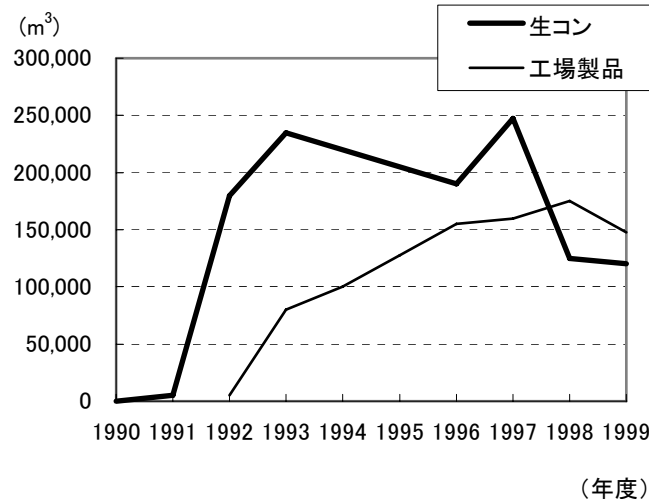


図-1.3 日本での高流動コンクリートの適用実績⁶⁾

LNG 貯槽の金属製の内槽に関しては、金属二重殻貯槽でも PCLNG 貯槽でも本質的に構造は変わらないため、日本では既に 150 基の実績を有し、設計法、施工法の合理化とも既に完成の域にあるが、PCLNG 貯槽の土木工事部分に関しては、まだ実績が少なく、設計・施工の合理化の余地が残されている。

一方で、高流動コンクリート（締固め不要コンクリート、自己充填コンクリート）が開発され、実構造物での適用例も増加しつつある。（図-1.3）この高流動コンクリートは、耐久性に優れ、信頼性の高いコンクリート構造物を作ることができるほか、施工システム、設計との組合せによっては、工事の合理化が図れる可能性のあるコンクリートである⁷⁾。

そこで、本論文では、PCLNG 貯槽の土木工事の内、特に PC 防液堤に関して、その所要の安全性と耐久性を確保しつつ、建設工事費の縮減、工期の短縮を実現するために、高流動コンクリートの材料、配合、施工、品質管理方法を調査、研究を行った。

1. 2 本論文の構成

本論文は 7 章からなる。

第 1 章「序論」では、本論文の研究の背景と目的について述べた。

第 2 章「LNG 貯槽の土木建設工事の合理化の方策」では、LNG 貯槽の土木建設工事費の縮減項目を明らかにするために、LNG 貯槽の土木、機械工事費の分析を行い、LNG 貯槽の土木建設工事費の削減、工期短縮などの合理化の方策について検討を行い、高強度・高流動コンクリートを使用した工事の合理化の方向性を示した。

第 3 章「逆打ち用高流動コンクリートの実用化」では、高強度・高流動コンクリートの防液堤への適用の前段階として、高流動コンクリートの材料、配合、製造方法、施工方法、品質管理方法について、検討を行い、比較的小規模の防液堤の仮設開口部閉塞用として適用した結果を示した。

第 4 章「高強度・高流動・高耐久コンクリートの実用化」では、予備検討、配合実験を通じて高強度・高流動コンクリートを実用化するとともに、セメントの種類、養生条件、打継ぎ処理方法が耐久性に与える影響を明らかにした。

第5章「高流動コンクリートの施工方法」では、高強度・高流動コンクリートを使用してコスト縮減、工期短縮を実現できる施工方法および施工管理の検討を行うとともに、大量の高強度・高流動コンクリートを打設するための施工管理、製造管理・受入れ検査、品質管理方法を確立するために検討を行い、防液堤に適用した結果を考察した。

第6章「高流動コンクリート適用の評価」では、第2章から第5章までの研究成果の評価を行い、LNG貯槽の基礎、防液堤に適用すべきコンクリートとしての高流動コンクリートについても言及した。

第7章「結論」では、第2章から第6章で得られた結論を総括し、本研究の結論とした。

【参考文献】

- 1)建設省編：平成9年版 建設白書，pp. 59-62，大蔵省印刷局，1997
- 2)Sagishima, T. , Ishikura, N. , Asai, K. , Kitamura, H. , Okai, D. : Development of Large Capacity LNG Aboveground Storage with PC Outer Tank, Proceeding of LNG-9, pp.1-15, 1989. 9
- 3)中島一夫，西崎丈能：液化天然ガスのPC製貯槽の開発-わが国初のPCLNG地上貯槽の建設-，土木学会誌，Vol.75. No.11, pp. 14-16, 1990. 10
- 4)北村八朗，久保尚重，西崎丈能：プレストレストコンクリートLNG貯槽の開発，圧力技術，Vol. 32, No. 6, pp. 12-22, 1994. 6
- 5)Kitamura, H. , Nishizaki, T. , Chikamatsu, R. , Kamada, F. , Okudate, M. , Ito, H. : Construction of Prestressed Concrete Outer Tank for LNG Storage Using High-Strength Self-Compacting Concrete, Proceeding of the International Workshop on Self Compacting Concrete, pp. 262-291, 1998. 8
- 6)大内雅博：Self-Compacting Concrete 日本から世界に一人歩きをはじめた自己充填コンクリート，土木学会誌，Vol. 86, pp. 58-62, 2001. 4
- 7)岡村甫，前川宏一，小澤一雅：ハイパフォーマンスコンクリート，技報堂出版，1993. 9

第2章 LNG貯槽の土木建設工事の合理化の方策

本論文では、PCLNG貯槽の容量14万 m^3 から18万 m^3 への大容量化を契機として、貯槽建設費を低減し、工期短縮するための方策を検討したもので、検討にあたっては、初期から1993年に至るまでのLNG貯槽の建設費の内、特に土木建設費を分析して、コスト縮減の可能性の項目を抽出し、それを実現するための方策を立案した。

本章では、PCLNG貯槽の土木建設工事の合理化のための方策を検討するにあたって、まず、2.1でLNG貯槽の現在までの土木工事、機械工事費の分析を行い、LNG貯槽の土木建設工事費の縮減、工期短縮のための方策を考察する。2.2で土木・建築建設工事のコスト縮減に関する既往の研究成果を考察した上で、2.3でLNG貯槽の防液堤としての合理化の方策を考察する。さらに、2.4では、その合理化の方策の実現可能性を考察する。PCLNG貯槽の概略構造を図-2.1に示す。

2. 1 LNG貯槽の土木建設工事費

2.1.1 貯槽および防液堤型式の変遷

本論文で調査の対象としたLNG貯槽は、容量が4.5万、7.5万、8万、14万 m^3 の4種類、型式は金属二重殻貯槽とPCLNG貯槽の2種類、設置場所は、泉北第一、第二工場および姫路製造所の3基地である。構造型式は、同じ金属二重殻貯槽でも、基礎は、高床式一重スラブと二重スラブ、防液堤は、高さ3.5mの鉄筋コンクリート製（矩形平面）、高さ7.9mの鉄筋コンクリート製（矩形平面）、高さ14mの鉄筋コンクリート製（円筒平面）、高さ14mの鉄筋コンクリート製（八角形平面）および高さ14mのプレストレストコンクリート製（円筒平面）と構造は多岐にわたっている。

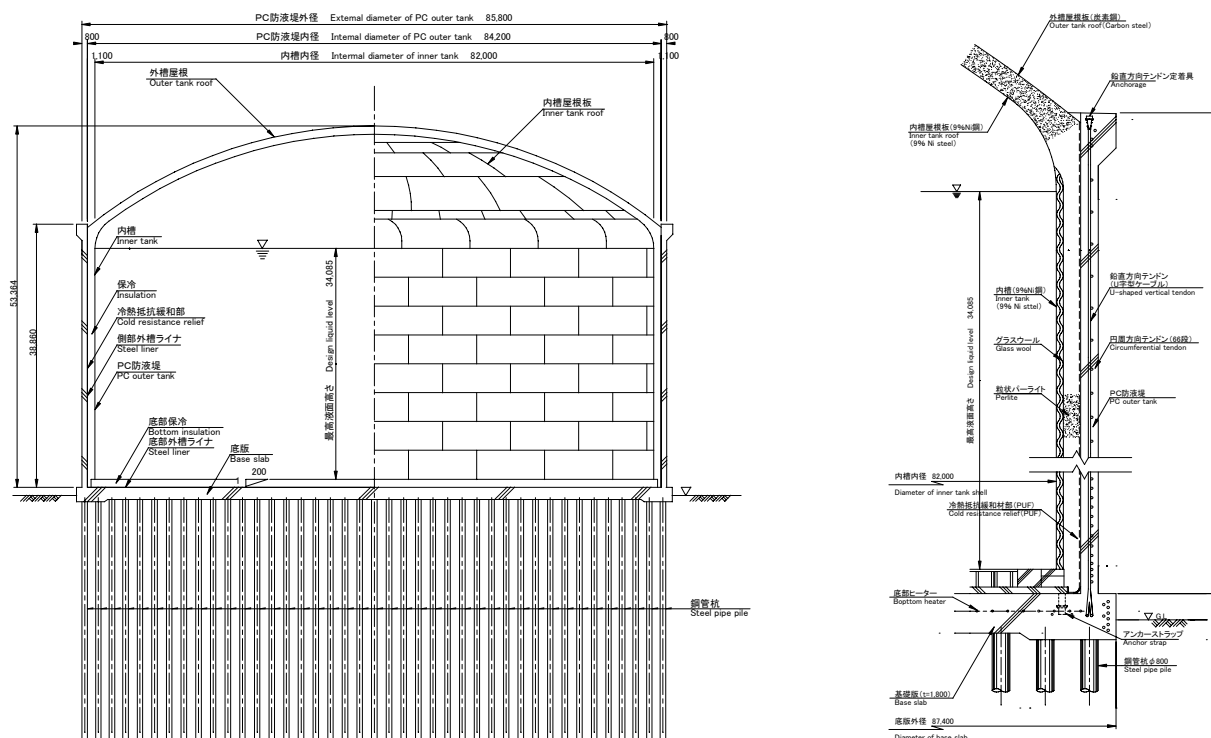


図-2.1 PCLNG貯槽の概略構造図

対象貯槽とした LNG 貯槽と防液堤の諸元を表-2.1 に、防液堤構造の変遷を図-2.2 に示す。

表-2.1 対象とした LNG 貯槽の諸元

設置場所		泉北製造所						姫路製造所			泉北製造所	
		第一	第二								第二	
貯槽名称		No.1	No.1	No.7	No.9	No.11	No.13	No.15	No.1-2	No.1-3	No.2-3	No.16
貯槽容量 (m ³)		45, 000	75, 000						80, 000			140, 000
設置年		1972	1976	1978	1980	1981	1982	1983	1985	1987	1988	1993
貯槽型式		金属二重殻貯槽									PC貯槽	
基礎	型式	高床式									直接設置	
	スラブ	一重	二重									一重
	杭	鋼管杭										
	型式	三重壁						一重壁＋P U F				
防液堤	構造	鉄筋コンクリート製							プレストレストコンクリート製			
	寸法	高さ	3. 5m	7. 9m				14m				33m
	平面形状	矩形						円形	八角形	円形		
	杭		PHC杭	鋼管杭								

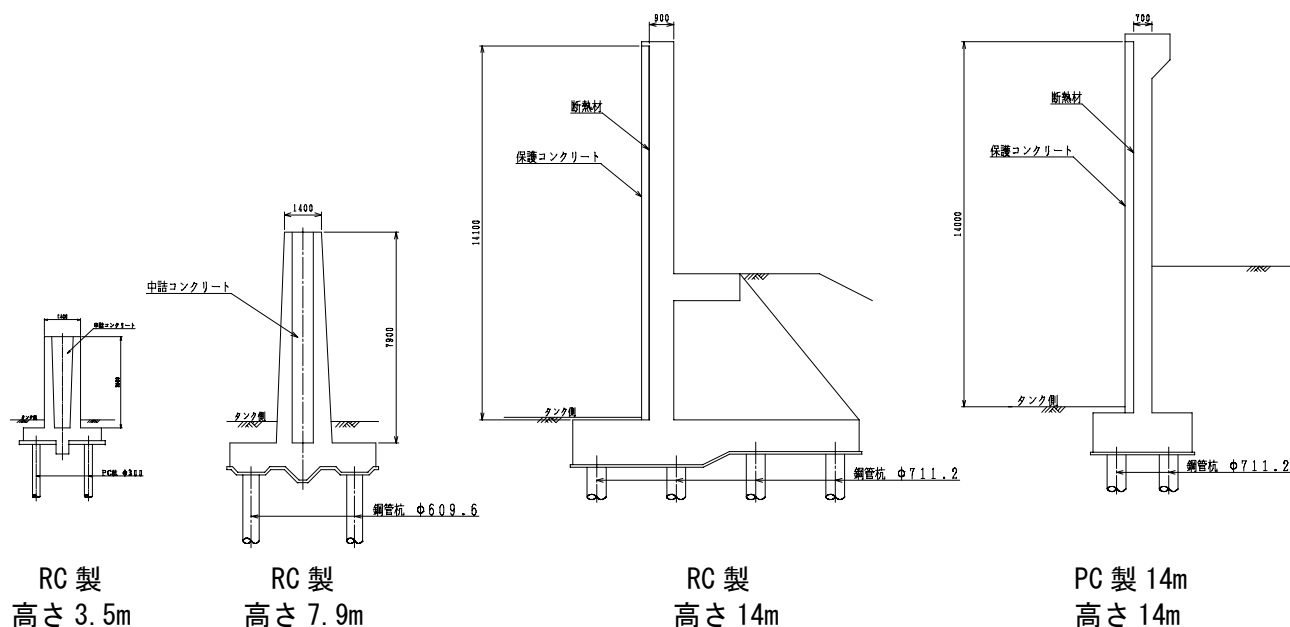


図-2.2 防液堤構造の変遷

2.1.2 貯槽および防液堤の建設費の推移

(1) 建設工事費分析の考え方

各貯槽は設置された年代により、その容量、貯槽型式、構造が異なり、同一のパラメータで貯槽の建設工事費を比較するのは困難である。特に、容量は金属製の内槽の溶接技術、検査技術の進歩により大型化しており、約30年で4倍の容量になっている。また、この30年の間に技術指針の制定や保安強化の目的から同じ型式の貯槽でも構造が異なっている。同じ容量7.5万m³の金属二重殻貯槽の鉄筋コンクリート(RC)製の防液堤が、高さ7.9mから高さ14mとなり、さらにプレストレストコンクリート(PC)製となっている。さらに、最近では、貯槽の型式自体が金属二重殻貯槽からPCLNG貯槽と異なってきたため、貯槽型式固有の工種が大きな割合を占めるようになってきている。

容量の差については、一般的には建設工事費を貯槽容量で除した貯槽容量あたりの建設費で比較され

ることが多いが、それには以下のような問題点がある。

まず、貯槽型式や構造の差異を正確には反映できないこと。次に、容量比（体積比）ではなく、面積比で決まる工事費、例えば型枠等の分は過小に評価され、容量に直接依存しない工事費、例えば重機損料は過大に評価され、いわゆるスケールメリットまたはスケールデメリットが含まれてしまう点。また、容量が4倍も異なるという大幅な規模の差がある構造物を、容量比で正規化することの妥当性が不明確である点である。さらに、厳密な意味では、貯槽の設置場所や基地が異なれば、物価や労働賃金のみならず、資機材の運搬方法や構造にも影響が及ぶ可能性があるが、それは反映できない。

そこで、まず最も簡易な容量あたりの工事費の推移を検証し、型式、構造等の違いを如何に反映させるかを考察した後、詳細に考察を進めていく。

建設工事費は、直接工事費、仮設工事費、現場管理費等に分けられることが多いが、仮設工事費と現場管理費は積み上げが複雑なため、種々の変動要因をマクロに把握するために、仮設工事費と現場管理費を比率によって直接工事費に案分して加えた。さらに、建設工事費は工事費と材料費に分けることとした。本章における建設工事費の関係を以下に示す。

$$C_{total} = C_m + C_c \quad (1)$$

$$C_m = \sum \dot{C}_{mi} \cdot G_{cmi} (Cap, Des, St. etc.) \cdot F_{cmi}(t) \quad (2)$$

ここに、 C_{total} ：建設工事費

C_m ：材料費

C_c ：工事費

\dot{C}_{mi} ：材料 i の基準数量（単価）

G_{cmi} ：材料 i の関数で貯槽容量(Cap)、設計基準(Des)、構造(St)の関数

F_{cmi} ：材料 i の値上がり係数

本論文では、 \dot{C}_{mi} を1976年完成の泉北第二工場1号タンクの単価とし、対象とする材料を主要材料である鋼管杭、コンクリート、鉄筋およびPC鋼材で代表させる。また、貯槽容量によるスケールメリットは、その実態の把握が困難であることから、簡単のため容量(Cap)に比例するとする。また、実態的には設計基準(Des)と構造(St)の要因は区別しにくいことから、変動係数(G_{cmi})を貯槽容量で除した値を、設計基準(Des)、構造(St)その他を含んだ G'_{cmi} とする。 G'_{cmi} は個々の貯槽では定数をとるはずである。

$$\text{従って、} \quad C_m = Cap \cdot \sum (\dot{C}_{mi} \cdot G'_{cmi} \cdot F_{cmi}(t)) \quad (3)$$

次に、工事費については、種々の条件の異なる貯槽の比較は極めて困難であることから、 C_c の α 分は C_m に比例すると考えた。

$$C_c = Cap \cdot \alpha \sum (\dot{C}_{ci} \cdot H_{cci}(t) \cdot \dot{C}_{mi} \cdot G'_{cmi}) + \beta + \gamma \quad (4)$$

ここに、 \dot{C}_{ci} ：工種 i の基準単価

H_{cci} ：工種 i に関する値上がり係数で、労働者賃金に比例する。

α ：工事費の内、材料数量に比例する分の割合

β ：工事費の内、材料数量に比例しない額

γ ：貯槽型式固有の工事額

(2) 建設工事費の推移

図-2.3に11基の貯槽の全体建設費、貯槽本体建設費（機械建設費）、貯槽本体土木建設費（基礎および防液堤）、防災設備建設費を1976年に完成した泉北第二工場1号タンクの全体建設費を100とし

た指数で表した。横軸は、その貯槽の設置年（完成年）とした。基準を 1975 年ではなく 1976 年としたのは、1975 年に完成した貯槽がなかったことと、表-2.1 に示すように、それ以前の泉北第一工場の LNG 貯槽の防液堤の構造物の規模や型式がその後の防液堤と大きく異なるため比較は困難であると考えられたためである。

以下、泉北第二工場 1 号タンクの全体建設費を 100 とした指数を単に「指数」、泉北第二工場 1 号タンクの各部位の建設費または数量を 100 とした指数を「伸び率」と呼ぶ。

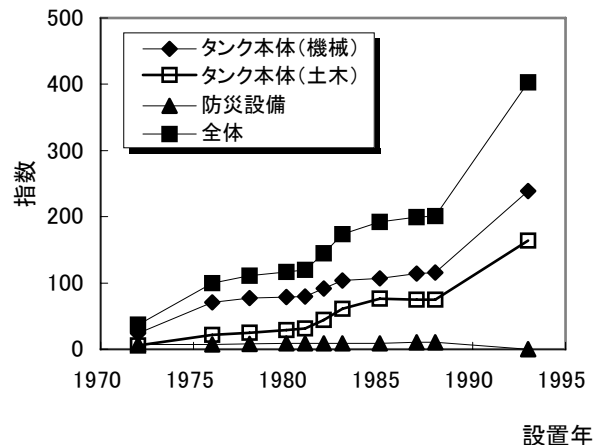


図-2.3 建設工事費の推移

貯槽全体では、建設工事費指数は 1980 年台後半には 200 に達し、1993 年には 400 となっている。全体的なトレンドとしては、

- ①1975 年から 1980 年にかけての伸び
- ② 1980 年から 1985 年にかけての伸び
- ③ 1988 年から 1993 年にかけての伸びが特徴的である。

①に関しては、LNG貯槽の容量が 4.5 万 m^3 から 7.5 万 m^3 になったことが主要因である考えられる。また、②に関しては、この時期は、1981 年は LNG 地上式貯槽指針が制定され設計方法が変更された時期にあたり、また、1983 年の泉北第二工場 14 号タンクからは、泉北製造所第二工場の新用地での貯槽建設に伴う保安強化の目的から、防液堤の高さおよび構造が、従来の約 7m の三重壁式から 14m の一重壁式となり、同じ貯槽容量ながら防液堤の工事量だけが大幅に増加した時期でもある。さらに、③は容量が 8 万 m^3 から 14 万 m^3 になったのが主要因である考えられる。なお、1993 年に防災設備が 0 になっているのは、貯槽型式が PCLNG 貯槽となったため、万一の漏液時における液面の拡散がなくなり、防災設備がほとんど不要となったためである。

以上のように、工事費全体の指数からの考察では、明確な特徴は表れてこない。

そこで、各建設費の伸び率を図-2.4 に示した。

土木の建設費が①の時期に上昇している。また③の時期でも土木工事の伸びが突出している。その結果、図-2.5 に示すように全体建設工事費における土木工事の比率は 15% から 40% に上昇し、機械工事の比率が 70% から 60% に低下している。全体の建設費が変わらないもしくは適切な範囲内での上昇では、内訳の比率の変化は重要ではないが、土木建設費の高騰が全体建設費を引き上げている可能性がある。それを明確にするためには、容量の差、構造の差などの要因を取り除く必要がある。

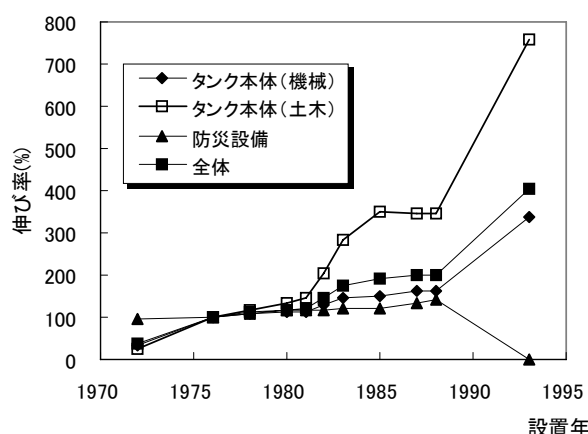


図-2.4 建設工事費の伸び率

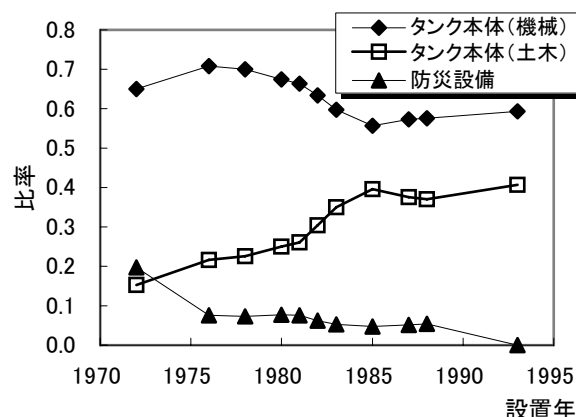


図-2.5 建設費全体に占める各工事の比率

(3) 容量あたり建設工事費の推移

次に、各貯槽での容量の違い(CAP)を正規化するために、単位LNG容量あたりの建設工事費に修正して伸び率の推移を示したのが図-2.6である。③の時期の伸び率が半分近くに圧縮されているが、基本的には図-2.4と同様の傾向を示している。しかし、同図から、②の時期において、土木工事のみならず機械工事の伸び率も不連続に上昇していることがわかる。各種公共工事では、1993年の工事費は1976年を100とすれば、153～176の値を示している¹⁾。これに対し、貯槽の機械建設費は181、土木建設費は408、貯槽建設費全体は216の値となっている。これから、機械建設費は、ほぼ一般的な公共工事の伸び率の範疇に入っている一方で、貯槽土木工事の伸び率は、一般的な公共工事の伸び率の2倍になっている。しかし、土木のみでなく機械建設費に見られる②の1980年前半の上昇は、各種公共工事¹⁾には見られないため、これは、わが国の一般的な経済情勢に起因する上昇ではなく、LNG貯槽建設、もしくは当社のLNG貯槽建設に独特なものであると考えられる。この時期の不連続な上昇を除いた場合、機械建設工事費の伸び率は138～156となるため、公共工事に比較して、むしろ機械建設費上昇は低いと考えられる。

土木工事費を貯槽基礎と防液堤に分けて伸び率の推移を示したのが図-2.7である。同図から、土木工事の上昇の大部分を防液堤工事の上昇が占めていることがわかる。また、一度上昇した急激な伸び率が、下がることなく高い値で安定している。さらに、1985年まで上昇した後、防液堤のみ若干伸び率

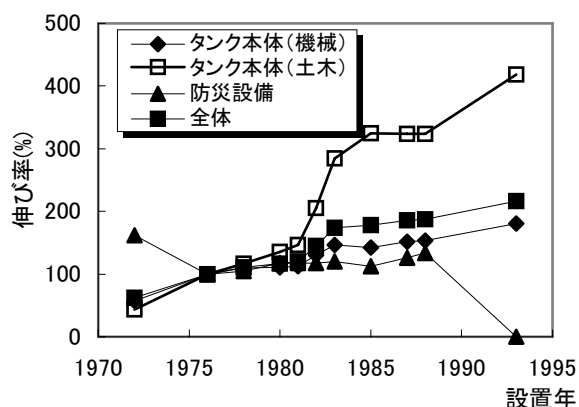


図-2.6 容量あたり建設工事費の伸び率

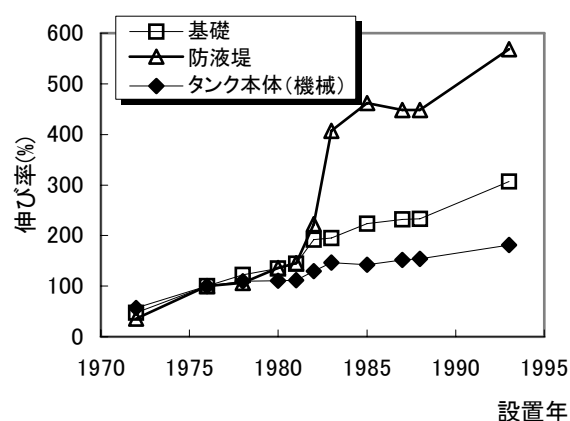


図-2.7 基礎と防液堤の建設工事費の伸び率

が低下しているが、この時期は、姫路製造所の防液堤に PC 構造が採用された時期にあたる。

これらの事実は、防液堤における構造の変更が建設費増加の主要因である可能性を示唆している。具体的には、1980 年台からの保安強化に伴う防液堤構造の変更すなわち高さ 7m から 14m への防液堤の高度化により構造が変わったために、建設費の水準が平行移動したと考えられる。また、1987、8 年の姫路の防液堤の指数の僅かな効果も RC 製（高さ 14m）から PC 製（高さ 14m）への変更による数量の減少に起因する可能性がある。

(4) 土木建設費と機械建設費の比較

(3) 容量あたりの建設費の推移で述べた可能性を検証するために、まず機械建設費と土木建設費のトレンドの比較を行った。土木建設費の工事と材料および機械建設費の現地工事、材料、工場製作および防災設備の指数を図-2.8 に示した。同図から機械、土木ともに 1980 年から数年間上昇していることがわかる。また、機械の工事、材料に比べて土木の工事が急騰し、1993 年には機械の工事に匹敵するほどの建設費を占めるに至っていることがわかる。一方で 1984 年以降、土木の材料が横ばいになっており、土木工事の中でも材料と現地工事では大きなトレンドの差がある。

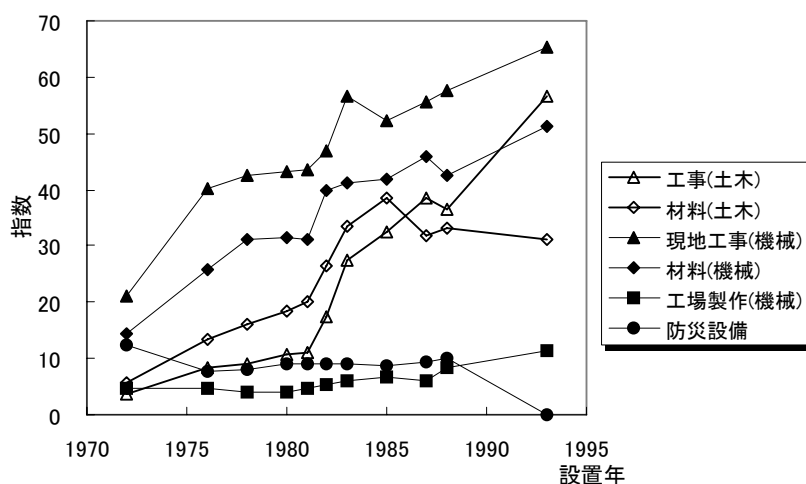


図-2.8 土木、機械建設費の工事と材料の指数

次に、機械建設費の現地工事、材料、工場製作の構成比率の推移を図-2.9 に、土木建設費の工事と材料の構成比率の推移を図-2.10 に示す。機械工事では現地工事費の占める割合は 50%とほぼ一定している。機械建設工事は(3) 容量あたりの建設費の推移で述べたように、一般の建設工事に比べて、上昇が小さくなっている。鉄鋼材料の伸び率²⁾ は、1975 年から 1993 年では 127 程度であり、一方、労働賃金²⁾ は 220～280 の値を取るため、材料費に比べて、一般に人件費が多くを占める工事費の占める割合は相対的に上昇するはずである。従って、構成比率がほとんど変わらないということは、工事費に占める人件費の割合が極めて小さいためであると考えられる。それ理由は、機械の現地工事において大きなウェイトを占める溶接工事は、この 15 年間で飛躍的に自動化が進み、現在では 80%が完全自動溶接となっていること、および効率的な製作が可能な工場での作業効率を高め、人件費のかかる現場での施工をできるだけ削減する努力が為されているためであると考えられる³⁾。

一方、土木建設工事においては、1970 年台に材料：工事が 60：40 であった比率が、1980 年台から工

事費が上昇し、1985 年頃には逆転し、1993 年では逆の 40:60 となっている。これは、工事に占める人件費の割合が多いため、労働賃金の高騰の影響を受けたものと考えられるが、この間の見かけの土木工事費の伸びは 400 を超えている。労働賃金は 220～280 の値を取るため、工事費の全てが労働賃金であったとしても、400 の指数は取り得ないため、他に主要因がある可能性がある。

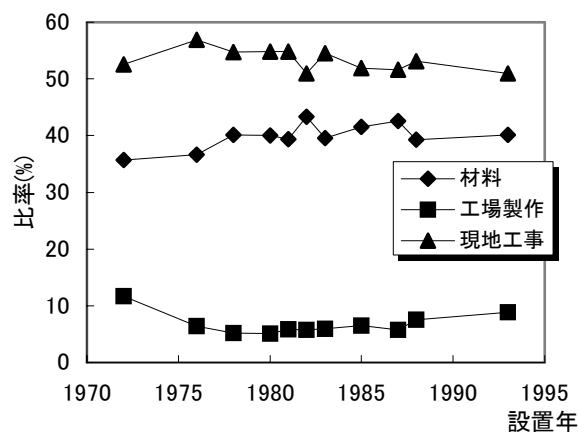


図-2.9 機械建設費の現地工事，材料費の比率

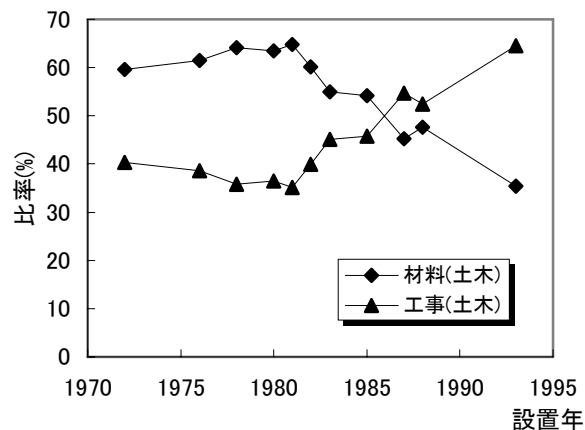


図-2.10 土木建設費の現地工事，材料費の比率

(5) 材料費の考察

土木建設費の工事と材料および機械建設費の現地工事、材料、工場製作および防災設備の伸び率を図-2.11 に示した。土木の材料費は、1985 年に 290 まで達したが、その後 PC 防液堤の採用や PCLNG 貯槽の建設により漸減しており、230 程度にまで減少している。

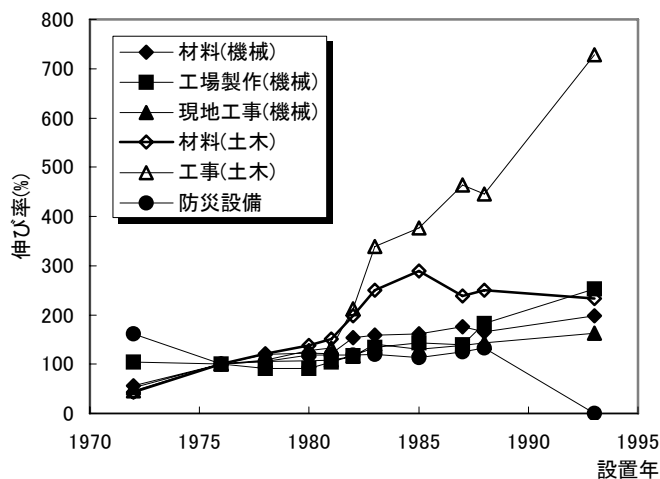


図-2.11 土木，機械建設費の工事と材料の伸び率

基礎と防液堤工事における単位容量あたりの杭重量(t)、鉄筋重量(t)、コンクリート体積(m³)の指数を図-2.12 に示した。1983 年の保安強化に伴い、防液堤の杭重量、鉄筋重量が指数 250 まで上昇している。その後姫路の防液堤へのPC構造の採用に伴い、杭、鉄筋、コンクリートともに減少していることがわかる。特にコンクリートは 75 程度まで減少し、さらにPC貯槽になって 60 程度まで指数が下がっている。なお、同図で 1993 年のPCLNG貯槽の防液堤の杭を示していないのは、防液堤と基礎の一体化に伴い、杭全数を基礎の杭に含めたためである。そのため、基礎の杭の指数がPCLNG貯槽では上昇しているが、杭全体としては減少している。

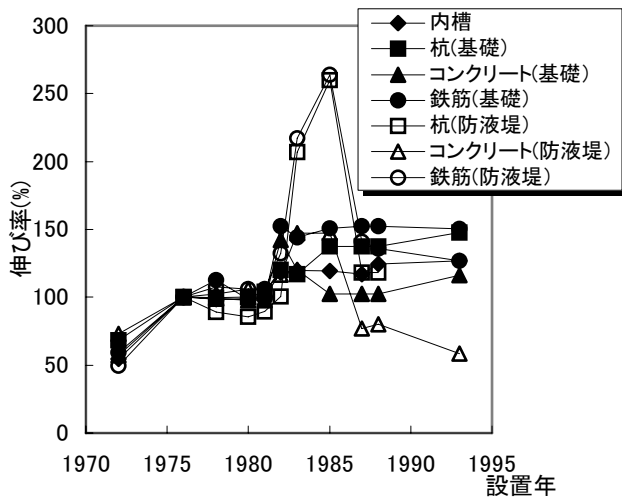


図-2.12 容量あたりの材料数量の推移

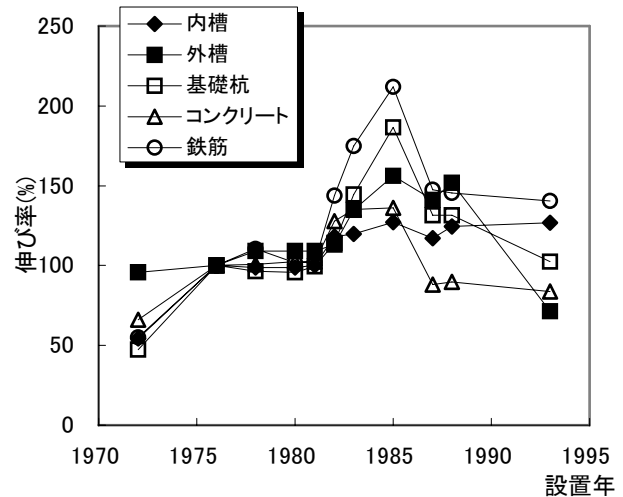


図-2.13 容量あたりの材料数量の推移
(防液堤と基礎合算)

防液堤と基礎を合算した数量の推移を図-2.13に示す。同図からPCLNG貯槽は、高さ14mの防液堤を有する貯槽に比べて、杭が大幅に削減されていることが確認できる。また、鉄筋、コンクリート量にも効果が見られる。

材料数量に関しては、設計条件、貯槽型式や構造に大きく影響される。そこで、工事費のうち材料費を数量によって正規化することとした。材料数量は、設計条件、貯槽型式や構造に依存すると考えられるため、数量を補正した結果が、一般の材料費の物価上昇に等しいならば、LNG貯槽の過去における材料単価の上昇に特別な傾向が見られないことが明らかになる。逆に、補正した結果が物価上昇率と一致しない場合は、貯槽の使用材料の単価の上昇に特別な要素が含まれていることになる。

1980年を基準とした材料費の伸び率を図-2.14に示した1980年を基準とした伸び率で除して、材料費を補正した。ただし、補正を行った土木の材料は、鋼管杭、鉄筋、コンクリートで、PC構成材料(PC鋼線、PC綱棒、定着具、シース等)については、1985年以前には、使用していなかったため補正の対象としなかった。

相関補正前後の材料費の伸び率を図-2.15に示した。補正を実施した結果、機械材料費は、約10%ほど一定で補正後は下がっており、保安強化のための構造変更による材料費の上昇が10%であるといえ

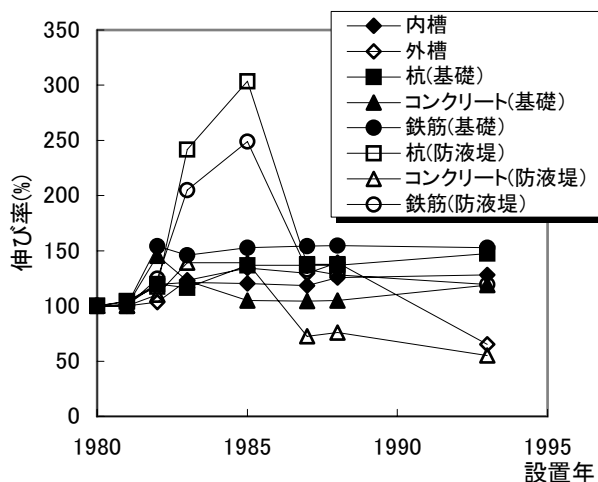


図-2.14 1980年を基準とした材料数量の推移

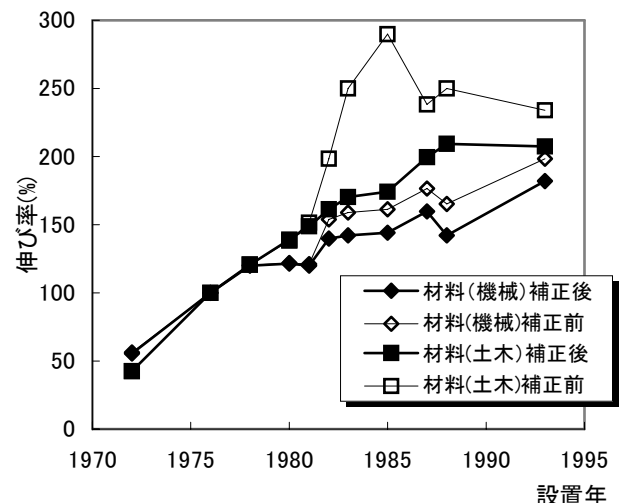


図-2.15 材料数量補正前後の材料費の伸び率

る。伸び率も 1993 年を除き 140%程度となっており、卸売物価指数²⁾と同程度であることがわかる。

一方、土木の使用材料は、1982～1985 年に関しては 40～120%低下しており、この値が保安強化に伴う、主として防液堤の高度化に起因する鋼管杭、鉄筋、材料費の上昇分であるといえる。しかし、1987 年以降の伸び率は 200%前後と高めに推移していることがわかる。この時期は、RC 製から PC 製に構造変更した時期にあたり、それに伴いトータルの材料費は 290%から 240%程度に減少したが、従来使用していない PC 構成材料の材料費が土木材料費に上乗せされたと考えられる。

各設置年の土木材料の構成を図-2.16 に示す。なお、PC 構成材料は「その他(防液堤)」に含まれる。1983 年の保安強化によって顕著に増加したのは、防液堤の鋼管杭で、次いで防液堤の鉄筋とコンクリートである。また、1987 年からの PC 構造の採用による防液堤断面構造の合理化により、鉄筋やコンクリート以上に防液堤の鋼管杭が減少していることがわかる。

これにより、躯体の合理化による材料費減少への効果は、躯体そのものよりもむしろ、重量減少による下部構造(鋼管杭)において顕著であることがわかる。また、1993 年の PCLNG 貯槽への型式変更の材料費に関する効果は、貯槽基礎と防液堤基礎の共有化による鋼管杭の合理化が卓越していることが改めて確認できる。

材料費に関する考察をまとめると、1980 年代における保安強化施策により、防液堤の高さを高くした

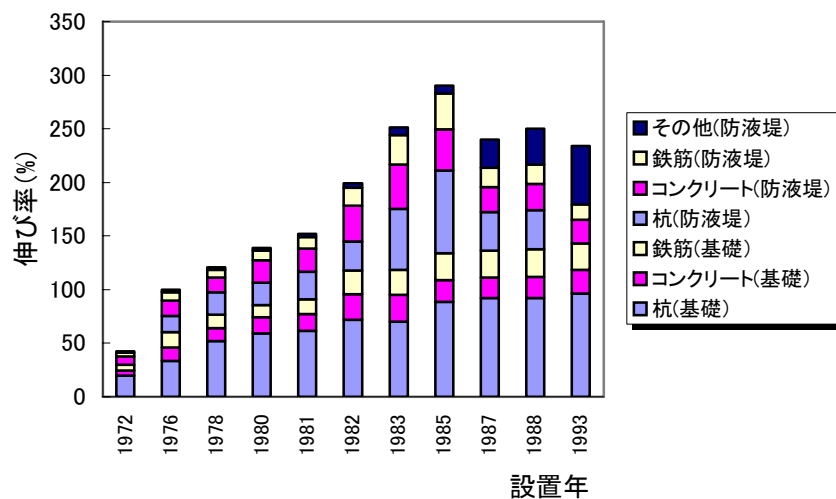


図-2.16 土木材料費の構成比の推移

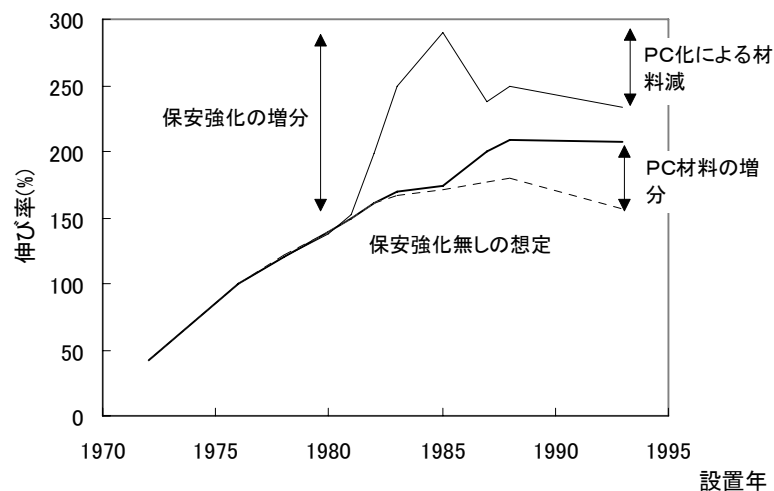


図-2.17 材料費に対する防液堤高さの増加の影響、PC化の効果

ことにより、材料数量の大幅な増加があったが、防液堤への PC 構造の採用によって、保安強化によるコスト増加分は、半分程度まで押さえられている（図-2.17）。また、防液堤の高さを増加による影響および防液堤の PC 化の効果が最も顕著に現れているのは鋼管杭の材料費である。1993 年の段階でも、鋼管杭の材料費の全土木工事の材料費に対する割合は 1/3 を占めている。

(6) 工事費の考察

1) 工事費の推移

本節では、工事費削減の方策を考える上で、工事費の増加の原因を考察する。

土木工事費を基礎と防液堤の杭工事と躯体工事にわけて、指数と伸び率の推移を図-2.18, 19 に示した。指数、伸び率ともに防液堤の躯体工事が 1980 年代前半から突出している。

土木工事費に占める基礎と防液堤の杭工事と躯体工事の比率の推移を図-2.20 に示した。同図から、1980 年までは、防液堤躯体工事 30%、底版工事 30%、基礎杭工事 20%、防液堤杭工事 10%でほぼ一定であった比率が、1987 年にかけて、防液堤躯体工事 65%、底版工事 15%、基礎杭工事 15%、防液堤杭工事 5%となり、防液堤の PC 化以降はほぼ一定の比率となっている。工事費は、土木建設工事の約 60%を占めていることから、防液堤躯体工事は土木全体の 40%を占めていることがわかる。

工事費については、材料費に比例する部分と比例しない部分および構造型式に固有の部分が考えられる。しかし、それらについては比率等を特定することは現状では困難である。一方で、例えば、図-2.11 の 1980～1985 の工事費の上昇のトレンドは、伸び率の絶対値は異なるが、材料費と同様に保安強化による数量の増加あるいは構造に変化が原因と考えられる。また、卸売物価指数²⁾は、この間一部を除いて上昇していないのに比べ、労働者給与²⁾は 20%程度上昇していることを考慮すれば、保安強化による材料数量および構造の変化が原因であると考えられる。

しかし、図-2.11 で 1987 年以降、材料費がほぼ一定になっているのに対し、工事は大幅に増加している。この理由は、構造型式および寸法の変化、すなわち、PC 構造の採用と高さの増加により、施工方法自体に単に貯槽容量あたりや材料数量比で反映できないものがあると考えられる。

本節の最終目的は PCLNG 貯槽の建設工事費のコスト削減の方法を明確にすることであるため、1987 年の姫路製造所の 1-3 号タンクと 1993 年の泉北製造所第二工場の 16 号タンクとの比較、特に土木工事費の上昇の大部分の要因となっている防液堤の躯体工事費に絞って考察する。

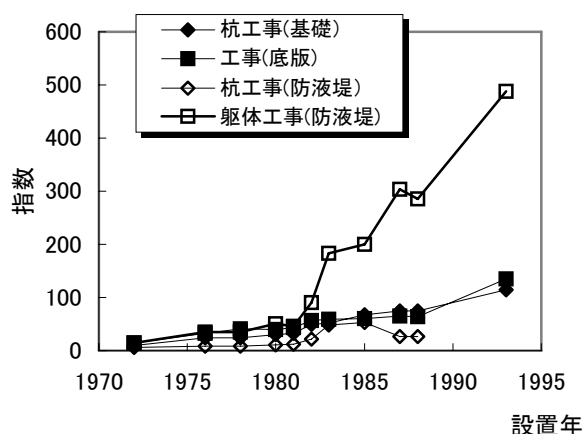


図-2.18 土木工事費の指数の推移

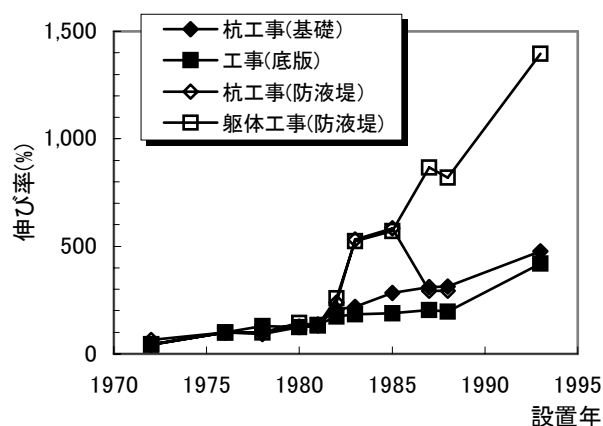


図-2.19 土木工事費の伸び率の推移

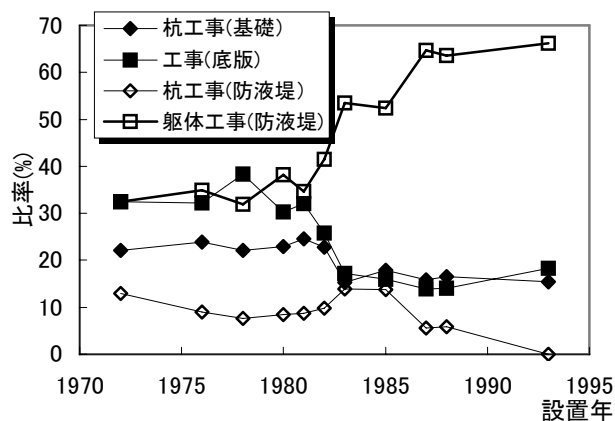


図-2.20 土木工事費の内訳の推移

2) 防液堤の躯体工事費の比較

ここで比較する2つの貯槽は、貯槽型式、容量、設置年、寸法に大きな差異があるため、詳細に分析するには、値上がり、要求性能、施工方法、材料数量や姫路1-3号での実績が泉北16号に反映されていること等を考慮に入れる必要があるが、ここでは、相違点を大づかみにすることを目的とするため、容量補正のみにとどめる。2つの貯槽に関して、図-2.18に示した躯体工事費（防液堤）の各工種の指数を図-2.21に示した。

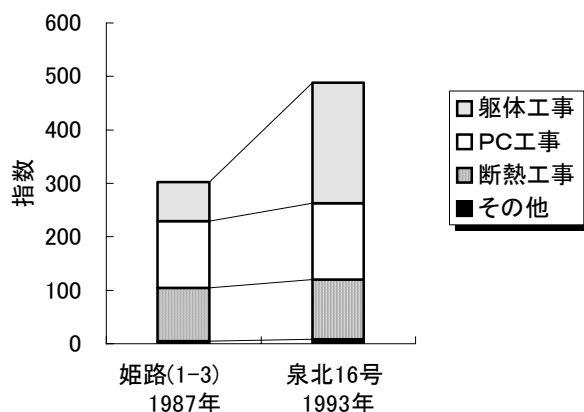


図-2.21 躯体工事費（防液堤）の各工種の指数

2つの貯槽では、断熱工事費、PC工事費はほとんど変化がなく、指数の上昇のほとんどを狭義の躯体工事費すなわちコンクリート構造の施工費の上昇が占めていることがわかる。

躯体施工費の上昇の原因を探るために、その内訳を比較した結果を図-2.22に示す。

図-2.22には、約6年間の値上がり要素が含まれているが、全工種にわたって、泉北16号の指数が高くなっており、足場、鉄筋加工、型枠関係の上昇量が大きい。

① 足場

特に指数の上昇が50を超えている足場について考察を加える。2つの貯槽のコンクリートの施工工法は異なり、姫路1-3号においては防液堤の高さが14mであったため、枠組足場を使用している。一方の泉北16号タンクの防液堤の高さは30mを超えているため、防液堤に取り付け、打設ロットの上昇とともに、クレーンで足場を上方に吊り上げ、上昇させるいわゆるジャンプフォーム工法を採

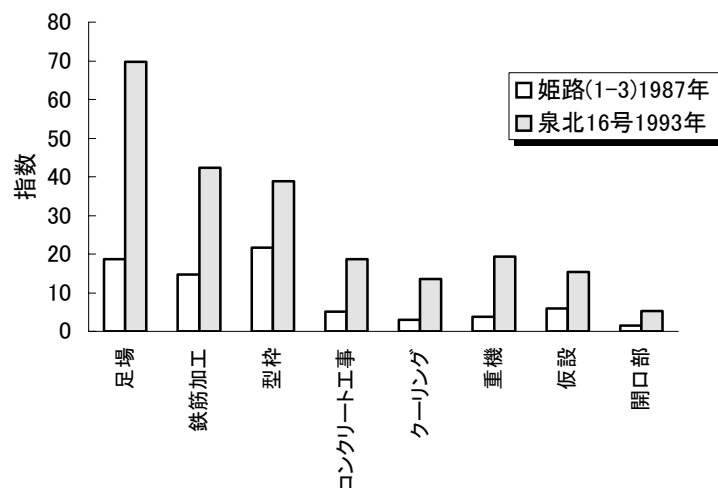


図-2.22 躯体工事費（コンクリート構造の施工費）の内訳

用している。これは、泉北 16 号タンクは PCLNG 貯槽であるため、貯槽の外槽屋根の浮上や防液堤頂部への取り付けを行うために、従来とは異なる高い施工精度を要求されるためである。

両工法は、足場構造自体が異なるため、単純に比較するのは困難であるが、ここでは、枠組足場とした場合の防液堤高さによる足場費用について比較考察する。

建設施工単価 (H12. 1) ⁴⁾ の枠組足場に基づいて、建地 W1200 の足場の高さによる単価 (材工込み、架 m²) の差を図-2.23 に示す。また、足場の存置期間による単価の差を図-2.24 に示す。

単価は足場が高くなるほど上昇するが、上昇幅は微小である。一方、足場の単価は、存置期間に依存している。姫路 1-3 号の存置期間を 7 ヶ月、泉北 16 号の存置期間を 14 ヶ月とした場合、泉北 16 号の足場の単価は姫路 1-3 号の約 1.5 倍となる。

足場の存置期間は、防液堤の施工期間に依存しており、施工期間は、施工ロット高さを一定とした場合には、防液堤の高さと比例関係にある。また、足場には風圧養生が必要であり、風圧は一般に高さの 1/4 乗に比例する ⁵⁾。

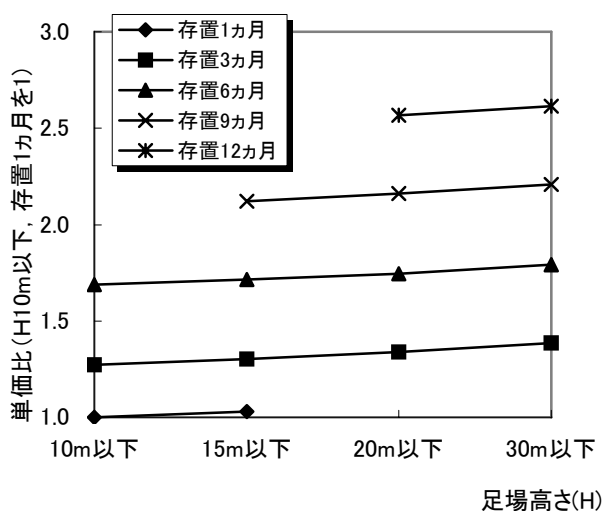


図-2.23 足場の高さによる単価の差

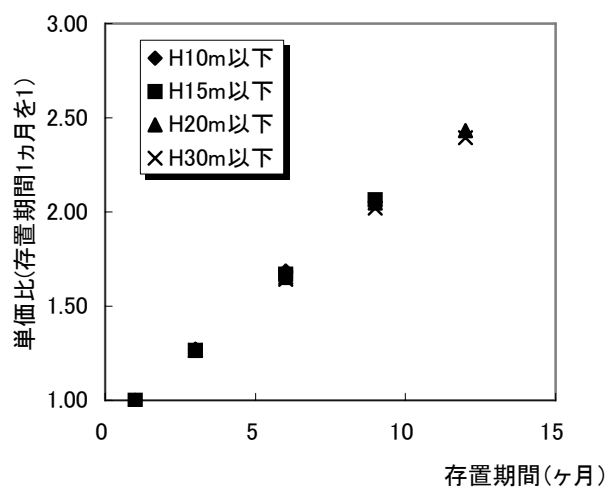


図-2.24 足場の存置期間による単価の差

② 鉄筋加工・組立

鉄筋加工・組立工事には、大別して実際の鉄筋の加工・組立と防液堤での鉄筋の据付用のフレーム枠の製作据付がある。姫路 1-3 号と泉北 16 号の鉄筋加工・組立工事を図-2.25 に比較した。

鉄筋の加工・組立は、値上がりもあり約 2 倍になっている。一方、組立用のフレーム枠や架台については、泉北 16 号では、大幅に増加して、鉄筋の加工・組立と逆転している。フレーム枠が増加した背景には、泉北 16 号では、防液堤が漏液時に貯液する機能だけでなく、通常運転時に外槽の屋根を保持し、気密用のライナや保冷材を保持するため、防液堤の耐久性がそのまま貯槽本体に影響を及ぼすため、鉄筋の設置精度を向上を必要としたことがある。いずれにしても、精度の確保の方法を含めて、改善の余地がある点である。

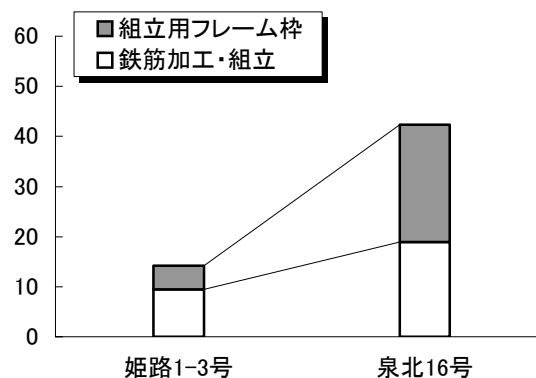


図-2.25 鉄筋加工・組立工事の推移

③ 工事費の正規化

今回のLNG貯槽のコスト分析においては、容量の違いを正規化するために容量すなわち直径の二乗と高さの積で正規化している。本来、容量で正規化するのは、工事費が容量に概ね比例しているのが前提である。すなわち、貯槽 i の工事費を $Cost_i$ と表した場合、 α_i : 建設費を表す係数、 r_i : 防液堤直径、 h_i : 防液堤高さとするれば、 $Cost_i = \alpha_i \cdot \pi r_i^2 h_i$ で表されるのが前提である。

従って、容量で正規化すれば、 $Cost_i / \pi r_i^2 h_i = \alpha_i \cdot \pi r_i^2 h_i / (\pi r_i^2 h_i) = \alpha_i$ となり、各工事の α_i を比較できることになる。

一方、実際には、足場の工事費を $Cost$ とした場合、面積と工期（高さ）および風圧に一次比例すると仮定すると、 $Cost_i = \alpha_i \cdot \pi r_i h_i \cdot h_i \cdot h_i^{1/4} = \pi \alpha_i \cdot r_i h_i^{9/4}$ となり、足場の工事費を容量すなわち直径の二乗と高さの積で正規化すれば、 $Cost_i / \pi r_i^2 h_i = \pi \alpha_i \cdot r_i h_i^{9/4} / \pi r_i^2 h_i = \alpha_i h_i^{5/4} / r_i$ となり、本来求めるべき α_i の $h_i^{5/4} / r_i$ 倍となる。

従って、姫路 1-3 号の防液堤（直径 92m、高さ 14m）と泉北 16 号（直径 82m、高さ 33m）貯槽の足場工事費を比較する場合、 $(33^{5/4}/82) / (14^{5/4}/92) = 3.01$ 倍になっている。

この結果から図-2.25 を補正すると、泉北 16 号の足場工事の指数は 70 から 23 となり、姫路 1-3 号の 17 に比べても極端に上昇していないことがわかる。

型枠についても、面積と転用回数（高さ）で工事費が決まっていると仮定すると、容量による正規化では、 α_i の h_i^2 / r_i 倍となっており、泉北 16 号の 39 から 15 程度となり、姫路 1-3 号と同等以下であることがわかる。

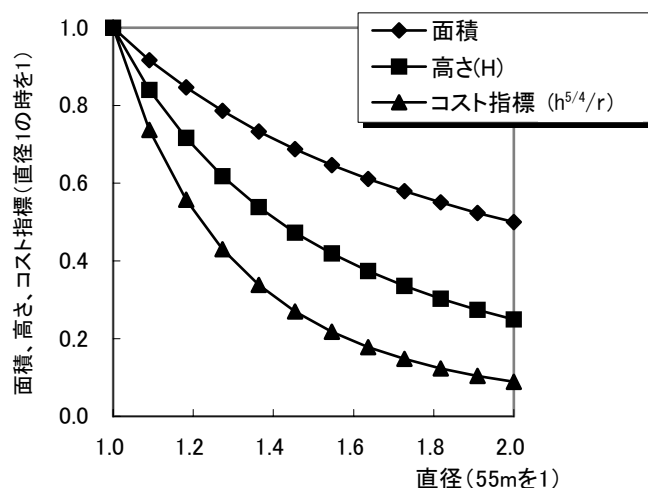


図-2.26 防液堤の直径と高さ、表面積、 $h_i^{5/4}/r_i$

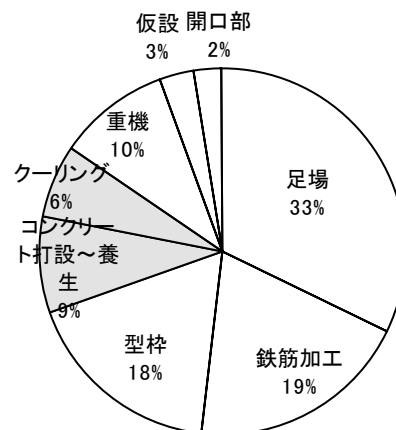


図-2.28 防液堤躯体施工工事費の内訳

以上のことは、換言すれば、防液堤施工費がプロポーションに大きく左右されるため、直径/高さの比を変えた場合には、大容量化（大規模化）が単純にスケールメリットに結びつかないことを意味している。実際には敷地の制約などで現実的ではないが、防液堤施工に限っていえば、同じ容量ならば直径が大きく、高さが低い方が工事費は縮減できる。

容量を 14 万 m^3 とし、防液堤の直径を変化させた場合の防液堤の高さ、防液堤の表面積および $h_i^{5/4}/r_i$ を図-2.26 に示す。

3) PCLNG 貯槽の土木工事費の考察

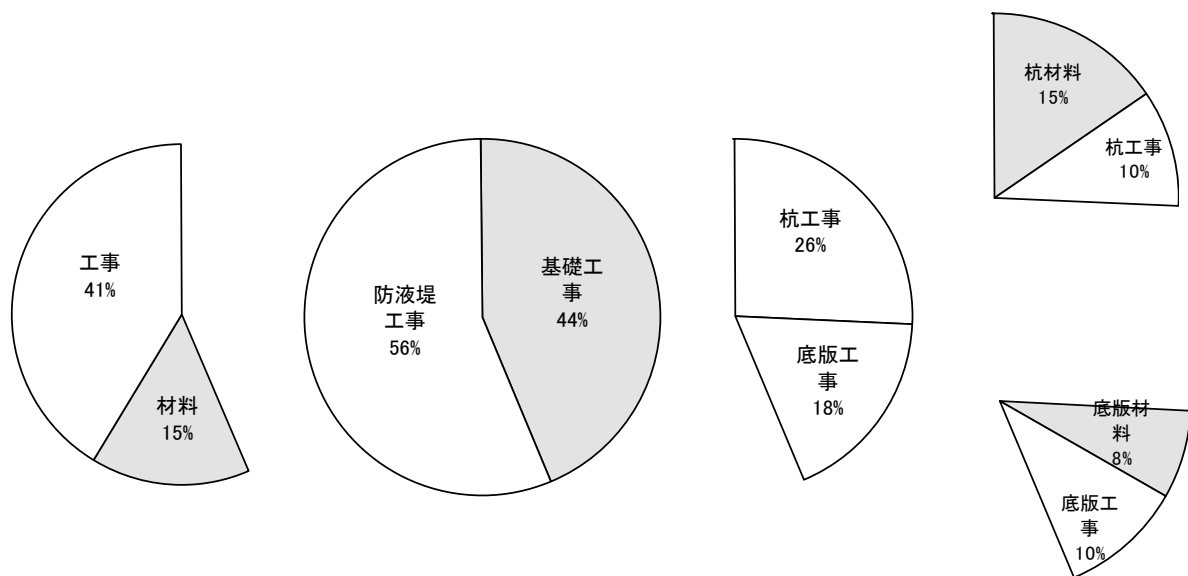
泉北 16 号の土木工事費を、防液堤、基礎に分け、さらに材料と工事費に分けたのが図-2.27 である。なお、同図中の数字は全体土木建設費に占める割合である。工事費の中では、防液堤躯体施工費（壁施工工事）19%、防液堤 PC 工事費 12%、防液堤断熱工事費 9%、底版工事 8%の割合となっており、壁施工工事費の割合が最も高いことがわかる。

最も比率の高い壁施工工事費の内訳を図-2.28 に示した。占める割合の多い工種は、足場（製作を含む）33%、鉄筋加工・組み立て 19%、型枠製作・組み立て 18%、コンクリート工事 15%（クレーンを含む）、重機機械損料 10%、共通仮設 3%、開口部施工・閉塞工事 2%となっている。

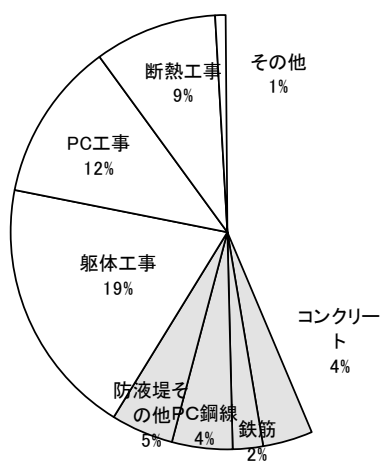
2.1.3 PCLNG 貯槽の土木工事合理化の方向性

材料費に関しては、鋼管杭の材料費の全土木工事の材料費に対する割合は $1/3$ を占め、次いで、鉄筋、コンクリート、PC 構成材料の順となっているため、まず、鋼管杭の数量を減らすことを主眼に考えることが効果的である。

工事費に関しては、足場が全土木工事の工事費に対する割合は $1/3$ を占めているため、削減効果は最も高いが、足場の構造は、躯体の施工方法と密接に関係しており、特に、足場の存置期間が支配的であるため、施工法との総合的な検討が必要となる。また、鉄筋加工・組み立て、型枠製作・組み立て、コンクリート工事については、機械化のほか、材料数量の削減によって作業量を削減する方策が必要である。また、重機機械損料は、重機機械の台数と工期の積であるため、工期短縮を可能とする施工法が考えられる。また、コンクリート施工工事においては、40%がクレーンに関する費用となっているため、クレーンを削減する方法、例えば、壁厚さを薄くする、低発熱セメントを使用するなどの方策が考えられる。



防液堤工事の内訳



底版工事の内訳

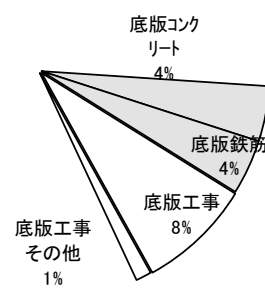


図-2.27 PCLNG 貯槽の土木建設工事費の内訳

以上の結果を踏まえた PCLNG 貯槽の土木工事費の考えうる合理化の方針と本論文での取り扱いを表-2.2 に示す。

テンドンの大容量化、断熱工事および鉄筋の高強度化に関しては、他を参考せられたい^{6), 7), 8)}。杭材料に関しては、杭、地盤の吸収エネルギー、変形性能等の実現象の設計での取り扱いによっては、削減できる可能性があるが、現在のところ、オーソライズされた指針類が整備されていないため、設計手法を従来と同等と考えた場合、杭の削減は自重の削減に拠る。また、杭の設計は、水張り試験時における地盤の支持・沈下・変形機構、地盤の強度特性に大きく支配される。同表で示したコスト削減方法は、一般論であり実際のPCLNG貯槽への適用の可否に関しては、2.4で課題を明らかにした上で結論づける。

表-2.2 PCLNG 貯槽の合理化の方針と本論文での取り扱い

部 位	材 工	工 種	構成比 (%) ^{*1}	合理化の方針	具体的な方策(課題)	本論文で の対応	備 考
防 液 堤 工 事	工事費	足場	6	簡素化、軽量化	自昇式足場	○	
		躯体	4	機械化、数量削減	断面 (厚さの縮小) : 高強度コンクリート	○	
		型枠・ コンクリート打設～養生	3	型枠面積の縮小(ロッド高さの縮小)	ロッド高さの縮小 (養生期間の縮小)	○	
		同上クレーニング	3	数量の削減、養生期間の短縮、締固め不要	高強度・高流動コンクリート	○	
		重機損料	2	セメントの低発熱化	高ピーライトセメント	○	
		PC工事	12	工期短縮、足場の自昇	高流動コンクリート、自昇式足場(養生期間短縮)	○	
	材料費	断熱工事	9	PS 段数の削減	テンドンの大容量化(低温靱性)		別途 ¹³⁾
		コンクリート	4	工事過程の短縮、統合	吹き付け、メッシュライニング工程の一体化		別途
		鉄筋	2	断面 (厚さの縮小)、数量削減	高強度コンクリート	○	
		PC鋼線	4	断面 (厚さの縮小)	高強度コンクリート 高強度鉄筋	○	別途 ^{14), 15)}
		杭工事	10	杭数量の削減	高強度コンクリート 定着具の大容量化(低温靱性)	○	別途 ¹³⁾
		杭材料	15	貯槽自重削減、杭、地盤の吸収エネルギーの評価	自重の削減(基礎、防液堤の断面縮小) : 高強度コンクリート	○	
基 礎 工 事	工事費	底版工事	8	防液堤躯体工事の「鉄筋加工・組立」、「コンクリート打設～養生」、「同上クレーニング」と同じ	エネルギー評価 同左		技術確立
	材料費	コンクリート 鉄筋	4 4	防液堤躯体工事の材料費と同じ	同左	-	

*1 : 土木建設費に対する% (合計は 100%にならない)

2. 2 土木、建築工事の合理化に関する既往の研究

本節では、2.1 で示した PCLNG 貯槽の合理化方針に対して、その効果と解決すべき問題点を考察する。本論文の直接のテーマである PCLNG 貯槽工事に対する合理化の検討に入ったのは 1994 年 4 月であり、その当時、以下に示す「行動方針」等は存在していなかったが、改めてコスト削減の方向性を評価するという観点から、旧建設省の「公共工事コスト削減に関する行動指針」やその他の文献について考察する。

2.2.1 公共工事コスト削減対策に関する行動指針

わが国の公共工事においては、1997 年 4 月に「公共工事コスト削減対策に関する行動指針」⁹⁾が政府より発表され、コスト削減の数値目標も最終的には「3 年後までに少なくとも 10%以上」で決着し、当時の建設省、運輸省、農林水産省はそれぞれ行動計画を作製し、それに沿った努力を実施した。この行動計画の内容は、あくまでも公共工事が対象で、民間のそれも大規模単品でかつ一般の土木構造物と要求機能が大きく異なる工事とはかなり異質なものはあるが、一般土木工事という視点から LNG 貯槽工事のコスト削減のヒントを探る。

建設省の行動計画(1997 年)⁹⁾の基本的な考え方としては、広範な取り組みの必要性、機能・品質の確保、不当なしわ寄せの防止、不正行為の防止としている。

具体的な取り組みは、①工事の計画・設計などの見直し②工事発注の効率化③工事構成要素のコスト削減④工事実施段階での合理化・規制緩和の 4 本柱を掲げている。

この中で「計画手法の見直し」すなわち必要以上に華美や過大な物になっていないかについて計画手法に関し、原点に立ち戻って検討を行う。「技術基準などの見直し」、「設計方法の見直し」最適の構造形式、施工方法などを選定するための比較内容をさらに充実させるための方策を検討する。また、従前の使用資材を最小とする設計思想から施工手間を含め総合価格で最小となる設計思想への転換(材料ミニマムから労働量ミニマムへ)をベースに、設計手法の見直しを図るとしている。

また、行動計画の視点では、「③工事構成要素のコスト削減」の「資材の生産・流通の合理化・効率化」、「優秀な労働力の確保」の業務量の平準化、「建設機械の有効利用」なども重要であるとしている。

次に、建設省の新行動計画(2001 年)¹⁰⁾の中で新たな点は「総合的なコスト削減の必要性」と銘打って、従来の「工事コストの低減」のほか、「①工事の時間的コストの低減」、「②施設の品質の向上によるライフサイクルコストの低減」、「③工事における社会的コストの低減」及び「④工事の効率性向上による長期的コストの低減」を基本的な視点としたところにある。

この中で「①工事の時間的コストの低減」で、事業箇所の集中化、新技術を活用した工事期間の短縮等により、工事の時間的コストの低減を図る。すなわち、個々の工事の効率的な実施は、早期の便益発現や事業資金の金利負担の低減などの時間的コスト低減の効果をもたらすことに着目した点である。また、「②ライフサイクルコストの低減」の施設の耐久性の向上(長寿命化)を謳っている。

2.2.2 建築工事

建築工事に関しては、コスト削減の観点から工事原価の構成比などがいくつか研究されている^{11), 12)}。熊野¹¹⁾によると、SRC造事務所の基礎・躯体はグレードによる違いはなく、地盤や空間の取り方に左右されるが、仕上げ、設備はグレードにより大幅に異なるとしている。これに関しては、國島¹³⁾も、設備、内装に関する工事費は、空調、照明、遮光等の性能が同じであっても、豪華贅沢品と簡素標準品では著

しい価格差が有り、それが工事費の6割に影響すれば、（建築）の全体工事費が倍半分と変化するの
は当然である。一方、土木工事費は、構造躯体の工事が大部分なので大幅に工事費を変化させることは困
難である、と指摘している。

また、建築の工事費の内訳は、材料費が約20%、労務費が7%、外注費が約59%、経費が約14%で、外
注費が高いことを示している¹¹⁾。これらの理由から、建築工事では実施設計段階でコストの約9割が決
まるといわれており、コスト要素はほとんど設計で決まる¹¹⁾（図-2.29¹⁴⁾）。

コンクリート工事が建築工事に占める割合は、RC、SRC造で、6～9%の比率であり、コンクリート工事、
鉄筋・型枠工事を合わせてコスト削減を図る方策が考えられる（図-2.30¹⁵⁾）。超高層のマンションの
場合、設計基準強度 100N/mm²の超高強度コンクリートの採用や梁のプレキャスト化を合わせて、SRC造
や充填コンクリート鋼管(CFT)構造に比べて躯体費用で 10～20%コストを削減した例がある。コンクリ
ート工事のみでコスト削減を図る方法としては、軽量骨材コンクリートを使用することによって、コン
クリート材料費の単価は高いが、建物重量を低減することにより、基礎・躯体をスリムにする方法が考
えられている。また、中性化の恐れがないところに高炉セメントB種を使用したり、コンクリート強度
管理材齢を 91 日以内まで延長することも考えられている¹¹⁾。

また、毛見¹²⁾は、躯体工事費のうち型枠工事費に占める労務費が大きいことに注目して、省力化の可
能性のある工法として、プレキャスト型枠を用いた柱・梁、無支柱工法と各種緊結金物の合理化、先組
工法の定着と改良、継手工法の改良と機械化、締固め不要または打込み締固めの自動化、スランプ・凝
結調整混和剤による作業の合理化を提案している（図-2.31¹⁶⁾）。

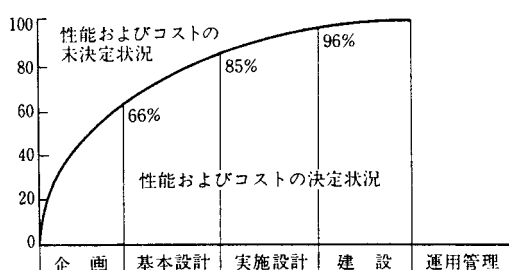


図-2.29 性能およびコストの決定状況¹⁴⁾

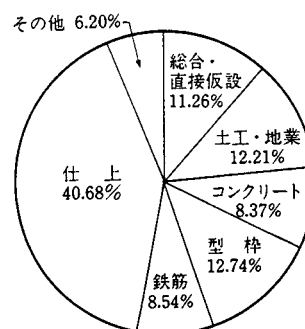


図-2.30 建設純工事費構成比率
(RC造事務所の場合)¹⁵⁾

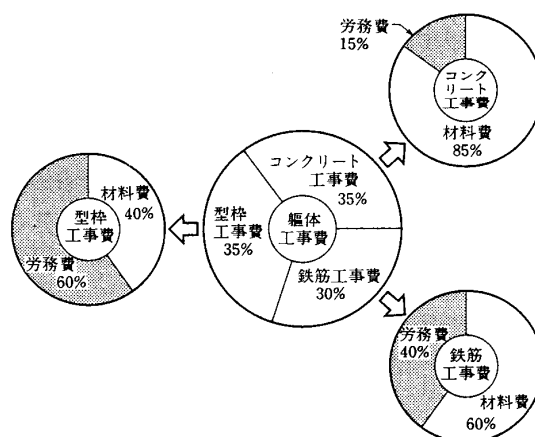


図-2.31 建築工事費の躯体工事費の内訳¹⁶⁾

2.2.3 土木工事（高流動コンクリートを用いた合理化）

土木構造物について、コスト縮減を目的とした工事費の分析、設計、施工法の研究は少なく、高流動コンクリート（自己充填コンクリート、締固め不要コンクリート）を使用した場合の研究が中心である^{17), 18)}。そこで、高流動コンクリートを用いたコスト縮減に関する既往の研究を考察する

岡村ら¹⁷⁾は、コンクリート構造物の施工の合理化を同じ性能の構造物を造る条件で、①現場作業員の減少、②技能工数の減少、③作業員数の均等化、④工事期間の短縮、⑤天候の影響を受け難い施工、⑥安全性、を総合的に評価する合理化指数を定義でき、必要な費用とのバランスを考慮した上で合理化指数が高くなる施工法の開発が望まれるとしている。また、高流動コンクリートを用いる場合、締固め作業を省略するだけでは合理化指数はそれほど上がらず、施工システム全体を見直し、締固め不要であることを最大限に引き出す必要がある。そして、そのためには型枠、鉄筋、支保工等の施工過程全体を、さらに構造設計を含めて、合理化へつながる方向で考えることが重要であるとしている。

小澤は¹⁸⁾、高流動コンクリートを用いることによって、コンクリートの打込み時の流動距離や落下高さ、リフト割りなど、これまで施工上の制約と考えられた条件をかなり緩めることが可能となり、鉄筋工、型枠、支保工を高流動コンクリートの使用を前提に再構築することで新しいコンクリート施工が生まれる可能性があるとしている。（図-2.32¹⁸⁾）

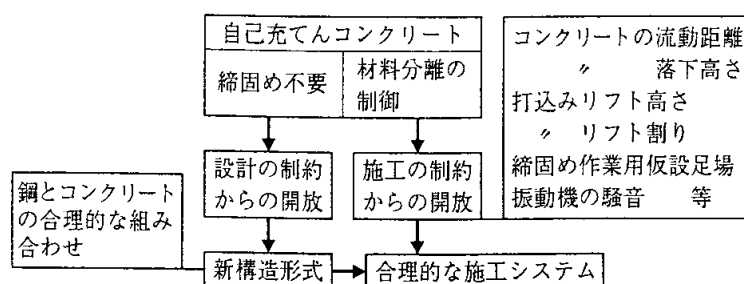


図-2.32 高流動コンクリートを用いた施工の合理化¹⁸⁾

また、加藤ら¹⁹⁾は、締固め不要コンクリートを用いた合理的な施工法を検討するために、橋脚を対象として、従来施工、従来構造、高流動コンクリート、プレキャスト型枠、鋼・コンクリート合成構造、鋼・コンクリートサンドイッチ工法の組合せの工費、工期の試算を行い、従来コンクリートに締固め不要コンクリートを置き換えただけでは、省力化の効果は小さいとしている。

海外では、Skarendahl²⁰⁾は、高流動コンクリートは、高い生産性、作業環境の改善、コスト縮減、強度特性の向上、耐久性の向上、表面の美しさ、新しい施工法の選択の可能性を有しているため、今後スウェーデンでは、コンクリートの主流となる可能性があるとしている。Walraven²¹⁾は、オランダにおいては、現状では、高流動コンクリートは、現場打ちとしては構造物の形状や過密鉄筋や遠隔地などの特殊な場合のみに使われているが、工場製品では付加されるコストは高性能AE減水剤と増量材がそれぞれ3および2Euro/m³であるのに対し、コスト縮減は、エネルギー消費10%、メンテナンスコスト10%、作業効率10%、型枠寿命20%、型枠技術20%であるため大規模に導入されており、一部の工場では100%高流動コンクリートが使用されているとしている。Chanら²²⁾は、高流動コンクリートは、工事工程の簡素化、作業員特に検査要員の削減に寄与しており、合理的な建設システムもでき上がっており、台湾においては近い将来に従来のコンクリートに取って代わるだろうとしている。

2. 3 PCLNG 貯槽の土木工事の合理化の方策

PCLNG 貯槽のコスト縮減（合理化）の方針については、表-2.2 に示したが、その方針を検証する上で従来の PCLNG 貯槽の防液堤の建設工事の合理化方策を検証する。

2.3.1 従来の合理化方策

PCLNG貯槽は大阪ガスにおいて1993年に1号機（泉北16号）、1997年に2号機（泉北17号）が完成している。その間、主としてコンクリート工事に関する合理化が検討されてきた²³⁾。特にコンクリート打設は、多大な労働力を要し、作業そのものの良否が構造物の耐久性に多大な影響を与えるという観点から、打込み・締固め作業を耐久性を確保しつつ、いかに効率的に進めるかを施工上の重要な検討課題としてきた。これは普通コンクリートを使用するという制約条件下で実施してきた検討といえる。

奥立ら²³⁾は、泉北16号と泉北17号の防液堤のコンクリート打設に関して、コンクリートのスランプ、配管径、打設体制、班編成、打ち足し高さ、打足し時間、ポンプ車配置、バイブレーター配置などによる影響を把握し、最適なコンクリート打設方法の構築を行った。その結果、最終的には総打設時間に対する作業効率は当初の40%から75%程度にまで向上し、打設速度は各班で約 $50\text{m}^3/\text{h}$ 、全体で約 $100\text{m}^3/\text{h}$ に増大した。

しかし、このアプローチは、LNG 貯槽の防液堤のコンクリートの締固めの効率化という観点に基づいており、建設工事、狭義にコンクリート打設工事を考えても効率化という観点からは、必ずしも最良の方法であるとはいえない。

図-2.33 に示すように、締固め作業員の締固め効率は $2.5\text{m}^3/\text{h}\cdot\text{人}$ から $4.5\text{m}^3/\text{h}\cdot\text{人}$ に大幅に上昇したものの、ポンプ車1台あたりの圧送効率は平均で $20\text{m}^3/\text{h}\cdot\text{ポンプ}$ 、最大で $45\text{m}^3/\text{h}\cdot\text{ポンプ}$ となっている。ポンプ車の公称打設能力 $100\sim120\text{m}^3/\text{h}$ から考えても能力を発揮しきれていない。すなわち、このアプローチは、構造を変更せず、締固め作業を実施することを前提として、締固め作業員を削減する、換言すれば締固め作業の効率を高めることを目的としていたといえる。しかし、締固め作業を前提としている条件下では、ポンプ車の圧送効率、レディーミクストコンクリート工場の製造能力ひいては打設全体の効率を最大限にはし得ない。

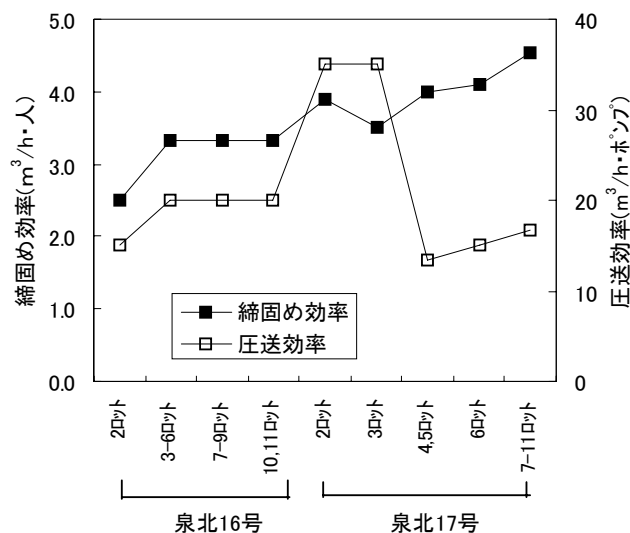


図-2.33 締固め効率と圧送効率の推移

また、コスト縮減効果としては、従来の検討では、ターゲットは主に締固め作業員の削減に絞っていた。締固め作業の効率化は、一般に他の組み立てや製作の工種とは独立しているため、施工方法の検討や変更は比較的容易ではあるが、一方、LNG 貯槽工事においては、コンクリート打設は月 1 回でトータル 12 回程度の事象であるため、コスト縮減効果は少ない。

締固め効率が最小と最大の泉北 16 号の第 2 ロットと泉北 17 号の第 11 ロットを比較すれば、1 基目の第 2 ロット：6 班×6 本/班×2 人/本=72 人/打設、2 基目の第 11 ロット：2 班×（9 本/班+2 本/班）×2 人/本=44 人/打設となり、28 人・日/打設の作業員削減となる。作業員の人件費を仮に 1.5 万円/人・日とした場合、全 12 ロットでは 28 人・日/打設×12 打設×1.5 万円/人・日≒450 万円程度で全土木工事費の 0.1%に満たないような額にしかならないことがわかる。これにより、単にコンクリート打設という施工の 1 工種の作業員の削減では、全体工事の大幅な合理化が達成できないことを意味している。

2.3.2 新たな合理化方策

2.1.4 で述べたように、PCLNG 貯槽の土木工事の合理化の方向性は、工事費と材料費の縮減にあるが、工事費および材料費の削減に共通に寄与するのは、設計による合理化すなわち構造物の断面のスリム化である。また、従来はそれほど注目されなかったが、工期の短縮を図る施工法を採用することは効果が高い。LNG 貯槽工事のような規模の工事では、大型重機を含め、重機・機械損料が占める割合が大きいため、工期短縮を実現することによって、重機・機械損料を削減することができる。また、工期短縮は、一般管理費の縮減にもつなげることができる。また、工事費とは別の観点になるが、工期の短縮は投資の可否の決定を、より施設の完成に近い段階に伸ばせるため、投資リスクの回避からも望まれている。

(1) 材料数量の削減

LNG 貯槽の設計基準には、ガス事業法、地上式貯槽指針があり、荷重条件や設計手法、解析手法および評価手法そのものを変えるのは困難である。その中で、設計の合理化により構造自体をスリムにするためには、材料数量を削減することが可能性のある方法の一つと考えられる。

PCLNG 貯槽の土木工事費の内、材料費の内訳を図-2.34 に示す。図中の数字は、土木工事費全体に占める割合である。材料費全体では、土木工事費の 38.4%を占めている。このうち、最も比率の高いのは鋼管杭で全体工事費の 15.6%（材料費の 40%）、次いで PC 鋼線、底版鉄筋、底版コンクリート、防液堤コンクリートがそれぞれ全体工事費の約 4%（材料費の約 10%）となっている。

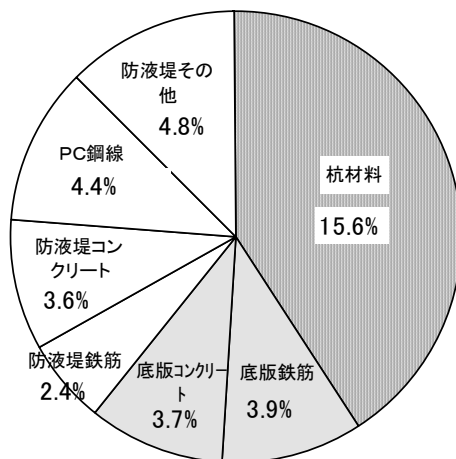


図-2.34 PCLNG 貯槽における材料費内訳

このことから、鋼管杭を削減することが、工事費の削減にとっては最も影響が大きいことがわかる。

鋼管杭の数量は、常時における自重（貯槽本体（内槽）、防液堤、基礎、液重量）、水張試験時における試験荷重（貯槽本体、防液堤、基礎、水重量）と地震時における水平力（自重×水平設計震度）と鉛直力（自重+自重×鉛直設計震度）で決定されているため、自重を削減することが、鋼管杭の数量につながる。18 万 m³ の LNG 貯槽における合理化前の自重を図-2.35 に示す。全体重量は約 16 万トンで、防液堤と基礎はそれぞれ約 3 万トンで、全体重量のそれぞれ 21% を占めている。残り 55% を占めている液重量は変えられないため、自重を削減するためには、基礎と防液堤の重量を減らせばよい。防液堤と基礎の重量を 10% 削減できれば、単純計算では、鋼管杭は 4% 程度削減できる可能性がある。

また、図-2.36 に示すように、杭工事費（全体土木工事費の 11%）も数量減に応じて削減できる。

躯体の断面積を削減した場合、その削減分のコンクリート材料費および工事費用が削減されるほか、躯体の断面の減少に伴うプレストレスの減少による PC 鋼線の数量削減、温度応力の低減に伴う鉄筋の数量削減とそれによる工事費用にも削減の効果が期待できる。

防液堤の厚さを 110cm から削減した場合の杭材料費、杭工事費、コンクリート材料費の試算結果を図-2.37 に示す。防液堤の厚さを 80cm にすれば、3% 程度工事費を削減可能である。そこで、使用するコンクリートの設計基準強度を、防液堤は従来の 40N/mm² から 60N/mm² に、基礎は、30N/mm² から 40N/mm² に上げることでコンクリート断面厚さを削減することを考えた。ただし、躯体の厚さは、単純に設計基準強度では決まらないため、高強度化による断面の削減に関しては、2.4 で検討する。

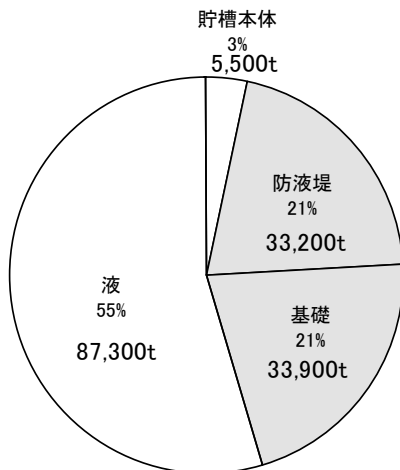


図-2.35 合理化前の PCLNG 貯槽の自重

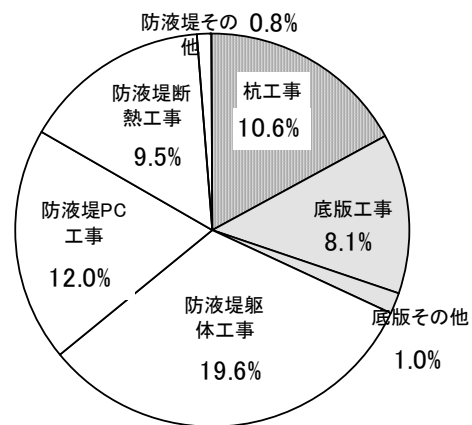


図-2.36 PCLNG 貯槽における工事費内訳

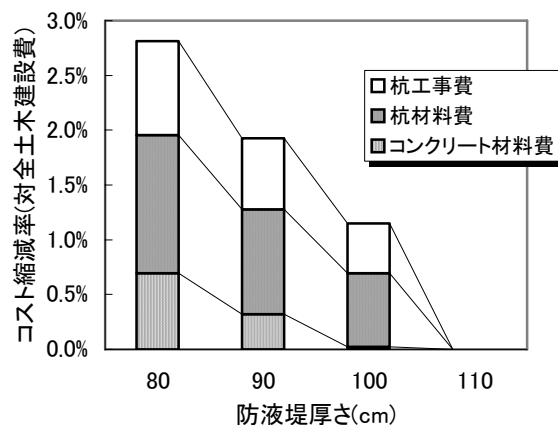


図-2.37 防液堤厚さ削減によるコスト縮減試算結果

(2) 工事費の削減

2.1.4 で述べたように防液堤躯体の工事費の 1/3 は足場、昇降階段が占める。次は、鉄筋加工と型枠製作がそれぞれ約 20%を占めている。鉄筋加工費を削減するには、鉄筋の自動組み立てなども考えられるが、鉄筋数量を削減するのが現実的である。型枠については、現実的には削減は難しい。そこで、注目したのは、コンクリート工事費と重機損料である。コンクリート工事費は、打設から養生までの工事とクーリングがそれぞれ 9%、6%占めており、合わせれば全土木工事費の約 3%である。

1) 高流動コンクリート

コンクリート工事費を、削減する方法としては、締固め不要の高流動コンクリートの使用が考えられるが、ただ単にコンクリートを置き換えただけでは、コスト削減効果が小さいばかりか、コストアップになる場合もある。

また、Skarendal²⁰⁾は、スウェーデンにおける高流動コンクリートの普通コンクリートに比べ価格は 15%増しであるとしている。材料価格の増加量は、比較するコンクリートによって大きく異なるが、締固めを要する普通コンクリートで十分な構造物に、付加価値を付けることなく高流動コンクリートを適用することは、現状では不可能であるといえる。

自己充填性を確保するために、高流動コンクリートには、従来のコンクリートに比べて、1.5 倍程度の粉体と高性能 AE 減水剤を必要としている。この結果コンクリートの単価は、1.2 倍程度となる。一方、打設作業の削減は、締固め作業がなくなるため 1/3 程度となる。

従来の 40N/mm^2 のコンクリート材料費を 1 とした場合のコンクリート材料費と工事費（コンクリート打設作業費）の試算結果を図-2.38(a)に示す。施工法を変えず、単に高流動コンクリートを使用した場合は、数%のコストアップになる。従来のコンクリート工事においては、1 回の打設高さは、締固めを確実に行う意味から 3mとしていたが、高流動コンクリートを使用することにより、締固め作業がなくなるため、打設高さの制約がなくなることに着目し、打設高さを高くした場合を考察する。打設高さが増加することにより打設回数は削減できるが、防液堤構築工事においては、打設高さを増加させても、1 ロット分の構築期間（約 1 ヶ月）はほとんど変わらないため、打設回数の削減は、防液堤工事期間の削減に直結する。工期が短縮できれば、重機・機械損料や管理費が削減できる。打設高さを従来の 1.5 倍の 4.5mにした場合、打設回数は従来の 14 回から 10 回に削減でき、工

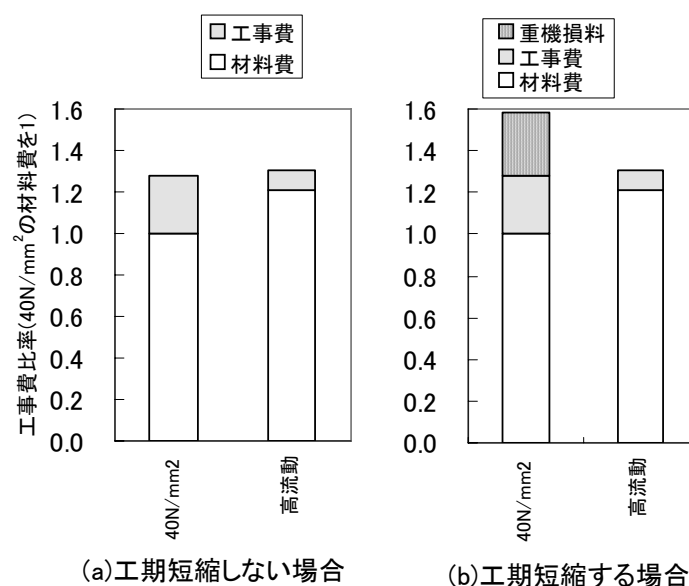


図-2.38 高流動コンクリートを使用した場合の工事費試算

期は4ヵ月短縮可能となる。

高流動コンクリートで、4ヵ月工期短縮した場合の重機損料の削減を $40\text{N}/\text{mm}^2$ のコンクリート材料費を1として、 $40\text{N}/\text{mm}^2$ のコンクリートに上乗せして比較したのが、図-2.38(b)である。高流動コンクリートの特性を活かすことにより工期短縮ができれば、比較した範囲内では、20%のコストを削減できる。そこで、防液堤に高流動コンクリートを採用することとした。ただし、実際に高流動コンクリートを使用するためには、型枠へかかる側圧や、高所への圧送、品質管理等の問題を解決する必要がある。その解決に関しては、第3章、第5章に述べる。

2) 高強度・高流動コンクリート

材料費の削減には高強度コンクリート、工事費の削減には高流動コンクリートが有効であることはわかったが、両者を組み合わせた場合、工事費はさらに削減効果が大きくなる。それは高強度コンクリートの配合では、粉体量（セメント量）が、元々多いため、高強度コンクリートの効果で材料費を削減した上で、粉体量を若干増やして高流動コンクリートにした場合、高流動化によるコンクリート材料費のコストアップ分が少なく、同等の効果が得られるため、両者の効果を単純に足しあわせた以上の相乗効果がある。

$40\text{N}/\text{mm}^2$ のコンクリート、高流動コンクリート（工期短縮なし）、高流動コンクリート（工期短縮あり）、高強度・高流動コンクリート（工期短縮あり）のコスト比較をしたのが、図-2.39である。高強度・高流動コンクリートにした場合、高流動コンクリートの工期短縮効果（重機損料）と高強度コンクリートの削減効果（杭材料、杭工事）の両方の効果を期待できる。高流動コンクリートでは、工期短縮効果は15%、高強度の材料削減効果は24%である。さらに、高流動コンクリートから高強度・高流動コンクリートにした場合は、コンクリート容積の減少による材料の削減分が上乗せされ、高強度コンクリートを高強度・高流動コンクリートにした場合は、締固め不要によるコンクリート工事費の削減が上乗せされる。その結果、高強度・高流動コンクリートでは46%の削減効果がある。これは土木工事全体の3.5%の削減に相当する。

以上に述べたように、PCLNG 貯槽の防液堤に関しては、高強度コンクリート、高流動コンクリート、高強度・高流動コンクリートの使用による、躯体断面の削減、工期短縮効果が大きいことがわかった。

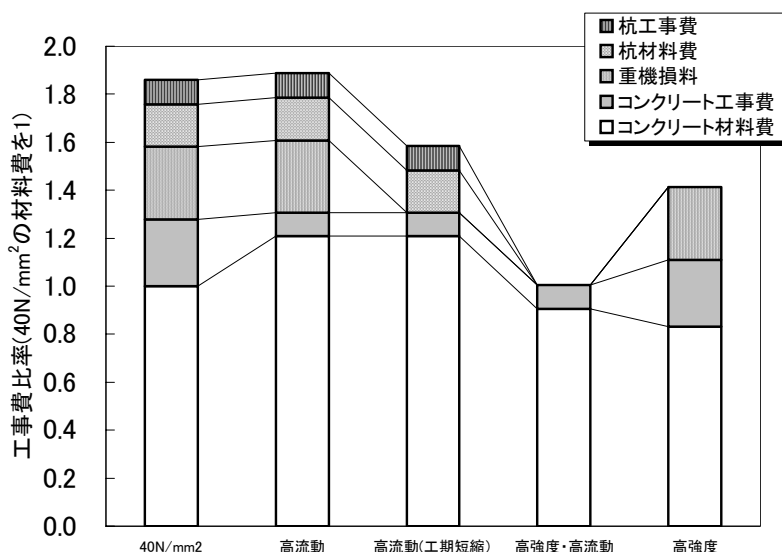


図-2.39 高強度・高流動コンクリートのコスト削減効果試算

2. 4 防液堤の厚さの低減

高強度・高流動コンクリートを使用して、コスト削減するためには、高強度コンクリートを使用することによって、防液堤の壁厚さを削減することが必要条件である。そこで、まず、高強度コンクリートを使用してLNG貯槽の防液堤の厚さがどの程度削減可能かを概略検討した。次いで、防液堤の厚さを低減することによる構造安定性への影響を確認した。なお、検討するコンクリートの設計基準強度は、水和熱による温度ひび割れ、強度特性、実績等を考慮して 60N/mm^2 とした。

2. 4. 1 防液堤の必要厚さの検討

防液堤の設計においては、施工性および必要かぶりや鋼材配置などによる物理的な最低厚さを考慮しつつ壁厚さを設定する。その中で、コンクリートの設計基準強度、鉄筋量、鉄筋強度、プレストレス等の最適な組み合わせを選択することになる。しかし、前述したように施工上、配置上の最低厚さはある程度設定できても、最適な厚さを決める決定的な要因はない。そこで、国内外における PCLNG 貯槽の壁厚さの実績を調査した。

国内外の既往のPCLNG貯槽の防液堤の壁厚さと容量の関係を図-2.40 に示した。図中の実績には、一次容器：金属製（9%Ni鋼）内槽＋二次容器：PC防液堤（外槽）の型式（以下9%Ni内槽）だけでなく、一次容器：PC+金属メムブレ式のような型式（以下メムブレ内槽）を含んでいる。同図より、容量 5万m^3 程度までは、壁厚さ 50cm 程度、 10万m^3 以上は 90cm 程度で、 $5\text{万} \sim 10\text{万m}^3$ は $50 \sim 90\text{cm}$ と、ある程度は容量と壁厚さの相関は認められる。

防液堤には漏液時に作用する液圧に抵抗するという観点から、（直径） $^2 \times$ 液深の関数である容量よりも、液圧による防液堤円周方向の膜応力度を指標とした方がより関係が明確ことから、膜応力度と容量の関係を図-2.41 に示す。設計上は液圧に抵抗するのはプレストレスであり壁厚さとは必ずしも関係があるとは言えないが、メムブレ内槽の例を除き、容量の大小に関わらず、円周方向の膜応力度が 6N/mm^2 程度となっている例が多いことがわかる。これらの貯槽のコンクリートの設計基準強度は概ね 40N/mm^2 程度と考えられる。設計基準強度と膜応力度の比を安全率と考えれば、設計基準強度を 60N/mm^2 にした場合、膜応力度は 9N/mm^2 程度で同等の安全率を確保できることとなる。壁厚さと円周方向膜応力度の関係を図-2.42 に示す。

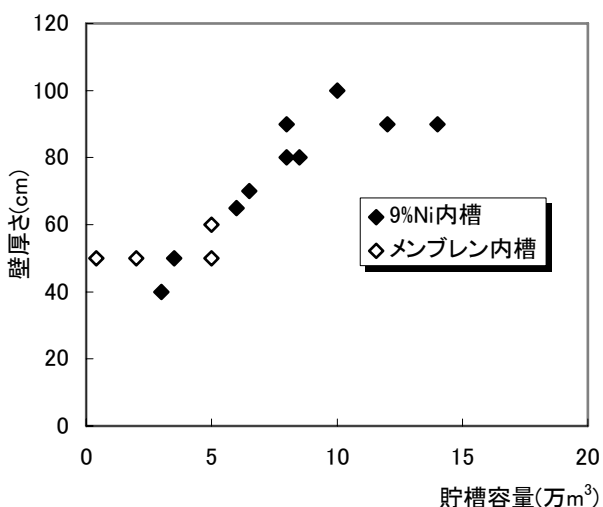


図-2.40 防液堤の壁厚さと貯槽容量

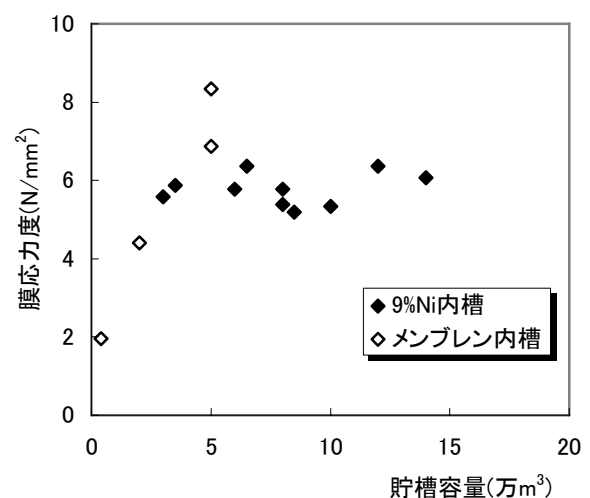


図-2.41 膜応力度と貯槽容量

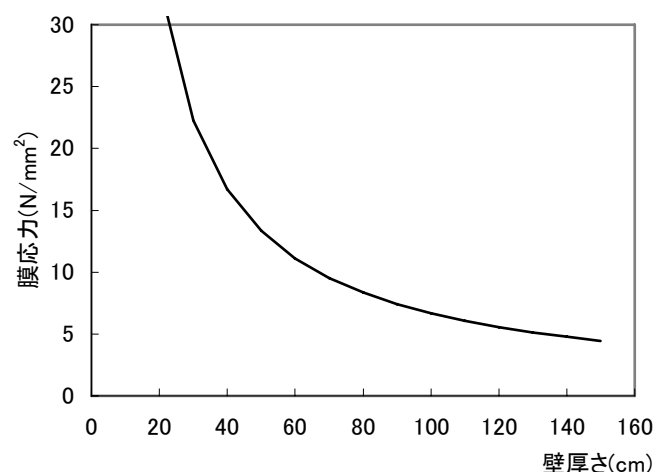


図-2.42 壁厚さと膜応力

なお、ここでいう膜応力は液圧に起因する防液堤最下端での膜応力のみに着目しており、底版の拘束による防液堤下端に発生する二次応力すなわち鉛直方向の曲げ応力等は考慮に入れていない。それは、設計上防液堤下端の曲げによる引張応力は鉛直方向のプレストレス力により対処できるからである。

膜応力度は、(5)式とした。

$$\sigma = \rho_{\text{LNG}} \cdot h_{\text{max}} \cdot r / t \quad (5)$$

ここに、 ρ_{LNG} : LNGの密度で 0.485、 h_{max} : LNGの漏液時の最高液深で 31.72(m)、 r : 防液堤中心の半径で ($r=42.1+t/2$) (m)、 t : 壁厚さ (m)である。

従来の貯槽と今回検討する貯槽の諸元比較を表-2.3に示す。

従来の容量 14 万 m^3 のLNG貯槽の防液堤は、設計基準強度 40 N/mm^2 のコンクリートを使用し、壁厚さは 90cmであったが、今回の対象となるLNG貯槽は容量が 18 万 m^3 と増加し、かつ、敷地の制約条件から、液深、内径が増加し、膜応力は大きくなる傾向にある。そのため、従来の 14 万 m^3 と同程度の膜応力を採用した場合、壁厚さが 112cm程度必要となることになる。それに対し、設計基準強度を増加して膜応力度を 9 N/mm^2 とした場合は必要壁厚さは約 75cmまで削減することが可能となる。このことは、コンクリート容積にして約 1/3 の大幅な削減ができることを示している。

表-2.3 従来貯槽と今回検討する貯槽の諸元の比較

		従来貯槽	今回検討する貯槽
容量 (m^3)		140,000	180,000
内槽内径 (m)		79	81
最高液深 (m)		28.562	34.085
防液堤	内径 (m)	81.2	84.2
	高さ (m)	32.55	38.08
	設計基準強度 (N/mm^2)	40	60
	厚さ (cm)	90	—

2.4.2 防液堤の構造安定性の確認

防液堤は薄肉円筒シェル構造であり、荷重の微少な増加によって大きな変形増加を生ずることのない安定したものにする必要がある。PC防液堤は、円周・鉛直方向にプレストレスが導入され、面内主応力が 2 方向とも圧縮応力となるため、シェル構造の安定問題としては座屈後挙動が支配的なケースとなり、

それに対する安定性の確保は構造安全上、非常に重要である²⁴⁾。一方で、今回検討する 18 万 m³ の貯槽は従来の 14 万 m³ と比較すると、防液堤高さが 1.17 倍、直径が 1.04 倍、かつ壁厚が薄くなるため、座屈安全率は低下する傾向にある。

LNG 貯槽の防液堤の設計では、プレストレス力を外力とみなした場合の構造安定性（座屈安定性）を非線形数値シミュレーションから構造および補強対策を定めているが、ここでは、概略の検討を行って、防液堤の必要厚さを推定した。

(1) 検討方法

国際シェル構造学会（IASS）の「鉄筋コンクリートシェルおよび折板構造指針」²⁵⁾には、座屈後挙動が支配的な場合すなわち、シェルの荷重のかかり方が、初期座屈荷重を低下させることがわかっている場合、もしくは、そうでないことが確認できない場合の座屈安定解析において以下のように規定している。

「線形座屈荷重 (P_{cr}^{lin}) を用い、シェルの撓み (w_0') を計算または実験により確認し、この撓みとシェル厚さの比 w_0'/h を算定して、Kollar & Dulacska の初期偏位影響曲線図（図-2.43²⁵⁾）に示す上臨界荷重の低減された値 (P_{cr}^u) を求める。他に情報が無い場合は同図の曲線のうち最も小さな値を示す曲線Ⅲ（軸方向の円筒に対する曲線）を採用することを推奨する。」²⁵⁾

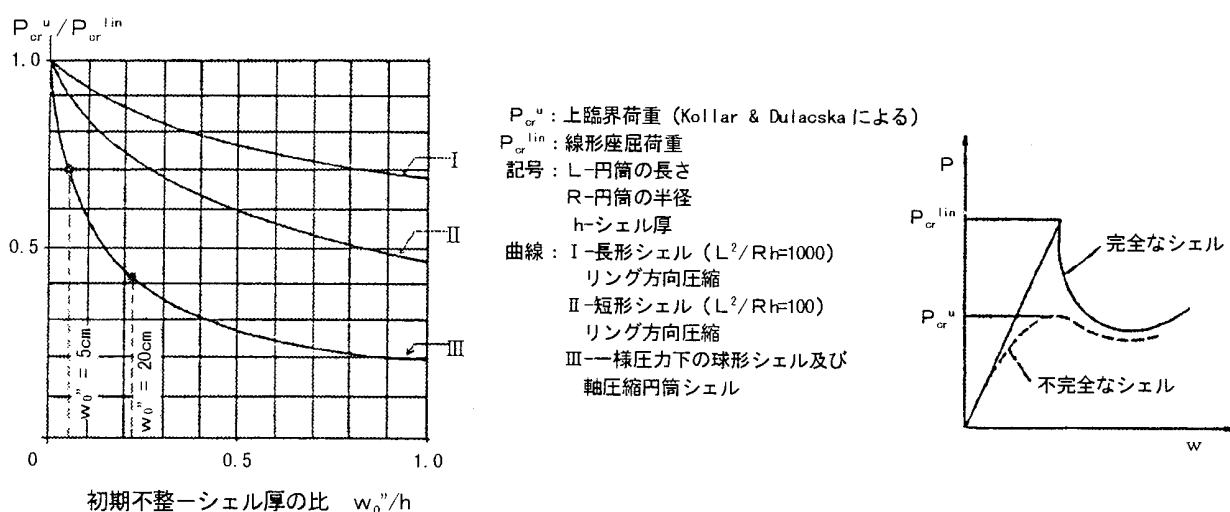


図-2.43 Kollar & Dulacska の初期偏位影響曲線図²⁵⁾

また、幾何学的不完全性に関しても、実際に作られるシェルの幾何学形状は、設計で指示した理想的形態と異なるのが一般的であり、シェルの設計形状よりも偏平な領域では設計値より大きな内面力が生じる。その結果、座屈後挙動が重要であるようなシェルでは、初期座屈荷重の低下が生じるとして、それを反映させる方法として以下の方法を規定している。

「実際のシェルの形態からの隔たり (w_0'') を計算もしくは推定し、これをあたかもシェルの撓みと同様に扱って評価する。この場合も w_0''/h の値を計算し、図-2.43 を用いて低減された座屈荷重を計算する。与えられたシェル形状について他に情報が無い場合は同図の曲線のうち最も小さな値を示す曲線Ⅲを採用することを推奨する。 w_0' と w_0'' が両方とも存在する場合は、問題の非線形性に鑑み上記の低減操作は同時に行う。」²⁵⁾

そこで今回は、外槽屋根の剛性、防液堤頂部の補剛効果、定着柱の剛性は考慮しない条件で、14 万 m³ および 18 万 m³ の LNG 貯槽の壁厚さをパラメータとして、下に示した R. v. Mises の一様な横方向外圧力を受ける円筒の座屈荷重の理論式²⁶⁾ ((6) 式) を用いて、座屈荷重を計算した。

$$q_{cr} = \frac{Et}{(1-\nu^2)r} \left(\frac{1-\nu^2}{(n^2-1)\left(1+\frac{n^2l^2}{\pi^2r^2}\right)^2} + \frac{t^2}{12r^2} \left(n^2-1 + \frac{2n^2-1-\nu}{1+\frac{n^2l^2}{\pi^2r^2}} \right) \right) \quad (6)$$

ここに、 q_{cr} ：座屈荷重 (kgf/cm^2)， E ：ヤング係数 (kgf/cm^2)， t ：壁厚 (cm)， r ：半径 (cm)， l ：円筒の長さ (cm)， ν ：ポアソン比， n ：皺数

ただし、(6)式は円筒両端部が回転端で座屈発生後も円形を保持する条件であるが、今回の検討条件では上端部は円形を保持していないため、両端ピンの長柱の座屈と同様に壁高さを2倍として計算した。

次に、座屈安全率の評価では、最大液圧相当力に $1\text{N}/\text{mm}^2$ の余裕力を加えたものを2で除して、平均作用荷重とした。幾何学的不完全性（初期偏位）による座屈安全率の低下については、実際に生ずる初期偏位形状の想定は困難であるため、初期偏位の影響は「鉄筋コンクリートシェルおよび折版構造指針」²⁵⁾に準拠して、図-2.43の曲線Ⅲにより評価した。初期偏位量は0，5，20cmの3ケースとした。

最後に、既に得られている 14万m^3 のLNG貯槽の壁厚さ90cmの初期偏位量は0，5，20cmの条件での数値解析値²⁴⁾によって、上で求めた安全率を修正し、 18万m^3 のLNG貯槽のそれぞれの壁厚における座屈安全率とした。

(2) 検討結果

図-2.44に(6)式による各皺数における座屈荷重と壁厚さの関係を示す。最低座屈荷重は皺数6または5で現れる。図-2.45には、コンクリートの設計基準強度と壁厚さと最低座屈荷重の関係を示した。(6)式では、設計基準強度の差はヤング係数の一次関数として表されるため、 $60\text{N}/\text{mm}^2$ の場合の座屈荷重は $40\text{N}/\text{mm}^2$ の $350,000/310,000=1.13$ 倍となる。図-2.46には、従来の 14万m^3 と 18万m^3 の貯槽の壁厚さと設計基準強度、初期偏位量と座屈安全率の結果を示す。「鉄筋コンクリートシェルおよび折版構造指針」²⁵⁾は、「臨界荷重が座屈後領域で増加するシェルは塑性崩壊によって荷重が決まるから安全係数は鉄筋コンクリート柱の場合と同じ1.75でよいが、座屈後挙動が支配的である場合は安全係数を最低でも3.5とすべきである」としているため、最小安全率を3.5確保することとした。

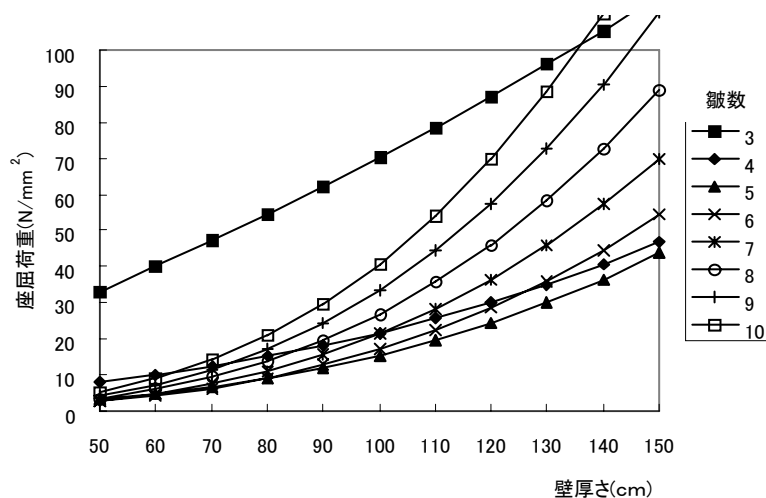


図-2.44 各皺数における座屈荷重と壁厚さ

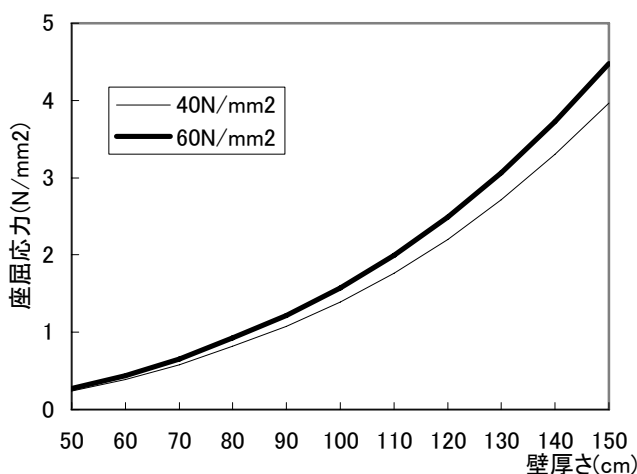


図-2.45 壁厚さと最低座屈荷重

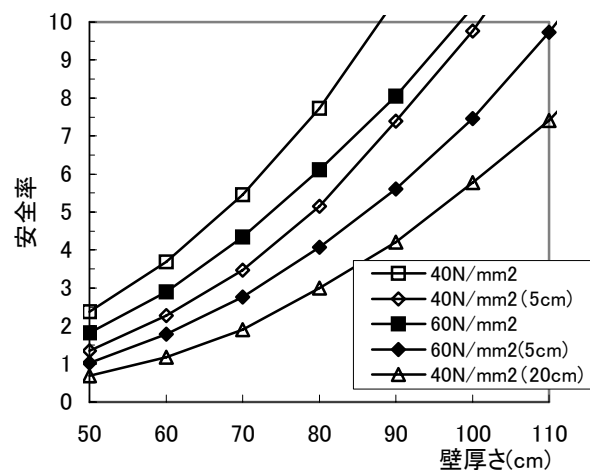


図-2.46 壁厚さ、設計基準強度、初期偏位量、座屈安全率

14 万 m^3 と18 万 m^3 の貯槽を比較すれば、前述したように18 万 m^3 では、設計基準強度が増加した分で、座屈安全率が1.13 倍となっているが、防液堤高さ、直径が大きくなるため、同じ壁厚さに対しても座屈安全率は相対的に低下する。14 万 m^3 の貯槽設計時には、建設実績がなかったため、施工誤差が20cmでも座屈安全率3.5を確保できることを条件としていたが、その後の2基の建設実績では、真の円筒に対する寸法誤差が半径で3cm以内であるため、同様の精度管理を行うことを前提にすれば、今回の18 万 m^3 の施工誤差については、安全を見ても初期不整量5cmを評価の対象とすればよい。図-2.46より初期不整5cmとした場合座屈安全率3.5を確保するための最小壁厚さは72cmとなり、膜応力から設定される75cmで、十分な安全率を確保できると考えられる。図-2.43の曲線Ⅲにおける検討は安全側と考えられ、また、非線形解析では6ヶ所の定着柱の剛性を考慮すれば安全率は10%程度上昇するため²⁴⁾、今回の検討は安全サイドといえる。

2.4.3 結論

防液堤の厚さ低減に関して、液圧による円周方向の膜応力度と施工精度を考慮した座屈安全率の観点から、その可能性を概略検討した。その結果、膜応力度に関しては、防液堤のコンクリートの設計基準強度を40N/mm²から60N/mm²にし、膜応力度の制限値を9N/mm²にすれば、壁厚さは75cmまで低減が可能であることがわかった。また、今までの施工精度を考慮して、初期不整を5cm以内におさめることによって、座屈安全率3.5を確保するためには、壁厚さは72cmまで低減できることがわかった。

そこで、本工事においては、コンクリートの設計基準強度を40N/mm²から60N/mm²に高強度化した高強度・高流動コンクリートを使用して、壁厚さを80cmにすることとした。

2. 5 第2章のまとめ

(1) LNG貯槽の土木建設費

- ①材料費は、鋼管杭が全土木工事の材料費の 1/3 を占め、鉄筋、コンクリート、PC 構成材料の順となっている。鋼管杭の数量を減らすことを主眼に考えることが効果的である。
- ②工事費は、足場が全土木工事の工事費に対する割合は 1/3 を占めているため、削減効果は最も高いが、足場の構造は、躯体の施工法との総合的な検討が必要となる。
- ③鉄筋加工・組み立て、型枠製作・組み立て、コンクリート工事については、機械化のほか、材料数量の削減によって作業量を削減する方策が必要である。
- ④重機機械損料を削減するには、工期短縮を可能とする施工法が考えられる。
- ⑤コンクリート構築工事においては、40%がクーリングに関する費用となっているため、壁厚さを薄くする、低発熱セメントを使用するなどの方策が考えられる。

(2) 土木工事の合理化方策

- ①PCLNG 貯槽の防液堤に関しては、高強度コンクリート、高流動コンクリート、高強度・高流動コンクリートの使用による、躯体断面の削減、工期短縮効果が大きい。
- ②液圧による円周方向の膜応力度に関しては、防液堤のコンクリートの設計基準強度を 40N/mm^2 から 60N/mm^2 に高強度化し、膜応力度の制限値を 9N/mm^2 にすれば、防液堤の壁厚さは 75cm まで低減が可能である。施工精度を考慮した座屈安全率の観点から、施工精度を考慮して、初期不整を 5cm 以内におさめれば、座屈安全率 3.5 を確保するためには、壁厚さは 72cm まで低減できる。

以上の結果を踏まえ、本工事においては、コンクリートの設計基準強度を 40N/mm^2 から 60N/mm^2 に高強度化した高強度・高流動コンクリートを使用して、壁厚さを 80cm にすることとした。

貯槽の建設工事のコスト縮減の検討を開始した時期には、重要構造物にしかも大量の高流動コンクリートを打設した事例はほとんど無く、 60N/mm^2 の高強度コンクリートを土木構造物で使用した例も橋梁の桁を除いてなかった。そこで、実用化のために、まず、比較的小規模な部位である防液堤の工事用仮設開口部に、高流動コンクリートを適用するための研究を行った。ついで、防液堤全てに高強度・高流動コンクリートを適用するための研究を実施した。最後に、高強度・高流動コンクリートの高耐久性を活用するために、自昇式足場を採用した工期短縮工法の研究を行った。

第3章では、仮設開口部閉塞用の逆打ち用高流動コンクリートの開発について述べる。次に、第4章に高強度・高流動コンクリートの実用化に関して述べる。

【参考文献】

- 1) 国土交通省ホームページ統計情報総合案内：<http://www.mlit.go.jp/toukeijouhou/chojou/gai-det.htm>
- 2) 総務省 統計局 統計センターホームページ：<http://www.stat.go.jp/data/nihon/index.htm>
- 3) 北村八朗：PCLNG 貯槽の開発，p. 104，東京大学博士論文 1999. 3

- 4) 建設施工単価 2000 年冬号, 財団法人 経済調査会, pp. 40-41
- 5) 建設省住宅局建築指導課監修: 基本建築関係法令集 (平成元年度版), (株)霞ヶ関出版
- 6) 北村八朗: PCLNG 貯槽の開発, pp. 109-111, 東京大学博士論文 1999. 3
- 7) 宮川公一, 西崎丈能, 鎌田文男: コンクリート用異形棒鋼の高張力化に関する研究 (その 1), 土木学会第 55 回年次学術講演会講演概要集, 第 5 部, V-173, pp. 346-347, 2000. 9
- 8) 鎌田文男, 西崎丈能, 宮川公一: コンクリート用異形棒鋼の高張力化に関する研究 (その 2), 土木学会第 55 回年次学術講演会講演概要集, 第 5 部, V-174, pp. 348-349, 2000. 9
- 9) 建設省: 公共工事コスト縮減対策に関する行動計画, 1997. 4
- 10) 建設省: 公共工事コスト縮減対策に関する新行動指針, 2000. 9
- 11) 熊野隆喜: 建築工事におけるコスト縮減, コンクリート工学, Vol. 36, No. 11, pp. 7-10, 1998
- 12) 毛見虎雄: 現場打ち RC 工事の省力化の可能性を探る, セメント・コンクリート, No. 551, pp. 54-71, 1993
- 13) 國島正彦: 土木工事におけるコスト縮減, コンクリート工学, Vol. 36, No. 11, pp. 4-6, 1998
- 14) 石塚義高: 建築経済学, (財)経済調査会, 1994
- 15) 建設工業経営研究会編著: 建築工事原価分析情報, 1998
- 16) 高橋昌: 建築型枠工法マニュアル, 建築技術, 1981
- 17) 岡村甫, 小澤一雅: 締固め不要コンクリートの施工, セメント・コンクリート, No. 558, pp. 1-7, 1993
- 18) 小澤一雅: 高強度・高流動コンクリートー土木構造物ー ~高流動コンクリートの将来展望~, コンクリート工学, Vol. 39, No. 1, pp. 78-81, 2001. 1
- 19) 加藤和彦, 申鉉穰, 國島正彦: 締固め不要コンクリートの適用によるコンクリート工事の省力化に関する一検討, 土木学会論文集, No. 480, VI-21, pp. 117-126, 1993
- 20) Skarendahl, A. : Market Acceptance of Self-Compacting Concrete, The Swedish Experience, Proceeding of the Second International Symposium on Self-Compacting Concrete, pp. 1-12, 2001. 10
- 21) Walraven, J. : State of the Art on Self-Compacting Concrete in the Netherlands, Proceeding of the Second International Symposium on Self-Compacting Concrete, pp. 13-24, 2001. 10
- 22) Chan Y-W., Chern J-C., : The Application of SCC in Taiwan, Proceeding of the Second International Symposium on Self-Compacting Concrete, pp. 25-32, 2001. 10
- 23) 奥立稔, 大村英士, 浦屋玲, 近松竜一: 環状壁構造物を対象としたコンクリート打設の効率化に関する検討, 土木学会第 50 回年次学術講演会概要集, pp. 314-315, 1995. 9
- 24) 田島孝敏, 鎌田文男: 大容量 P C 製円筒構造物の座屈安定性に関する検討, (株)大林組設計部技術報告集 (1989 年度), pp. 66-67, 1989. 12
- 25) IASS No. 5 Working Group : Recommendation for Reinforced Concrete Shells and Folded Plates (1979)
- 26) チモシェンコ著, 仲威雄, 濤川馨一, 久保俊彦共訳, 挫屈理論, コロナ社, 1971

第3章 逆打ち用高流動コンクリート（仮設開口部閉塞用コンクリート）の実用化

第2章では、高強度・高流動コンクリートを PCLNG 貯槽の防液堤に適用した場合の効果について述べたが、その実用化の前段階として PCLNG 貯槽の仮設開口部への高流動コンクリートの適用を行った。この開口部は、施工上、締固めが困難で高流動コンクリートの適用が望ましいこと、さらに、そのコンクリート量は比較的少量でかつ 1 回だけの施工で外気温の変動がないため、PC 防液堤への全量の打設と比べて、製造や品質管理が比較的容易であると考えられた。そこで、開口部は逆打ち施工という特殊性を有しているが、まず開口部の閉塞工事において高流動コンクリートの製造、品質管理方法を実用化し、その後の高強度・高流動コンクリート実用化のための材料・配合、製造、施工方法、品質管理手法確立のための基礎的資料とする。

3. 1 要求性能

PCLNG 貯槽の防液堤には、内槽工事のために大小 2 ヶ所の仮設開口部が設置され、内槽が完成した後に閉塞工事が行われる。開口部の大きさは、幅 14.5m×高さ 4.5m と幅 6.0m×3.7 m で閉塞工事は逆打ち施工となる。さらに、閉塞工事に先立って防液堤の内面が鋼製ライナで締め切られ、90cm の厚さの壁体内には円周・鉛直方向の PC テンドン用シースを間に挟んで、格子状の鉄筋が両側に配置されるため、打設したコンクリートを十分に締固めることが困難な条件となっている。（図-3.1）

従って、この仮開口部を閉塞するためのコンクリートには、施工時に締固め不要の自己充填性を有すること、硬化後に万一の漏液に際して、極低温（ -160°C ）の LNG を確実に貯液するという防液堤の要求機能を満たすために液密性、所要強度、耐久性を有することが要求される。その機能を実現する上で防液堤の一般部と異なり開口部閉塞用のコンクリートには次の性能が必要となる。逆打ち継ぎ目（開口部上端の既設コンクリートとの水平打継ぎ目）に、硬化までにブリーディングや重力による沈降により生じる可能性の高い隙間の防止（ノンブリーディング、初期沈下補償）、硬化後に閉塞用コンクリートが収縮することにより、4 辺の既設コンクリートとの打継ぎ目に生じる可能性の高い隙間の防止（硬化後の収縮補償）、高強度（設計基準強度 $40\text{N}/\text{mm}^2$ ）でマッシュブな断面を有するコンクリートを 4 辺外部拘束下で打設することにより発生するの可能性がある温度ひび割れの防止である。

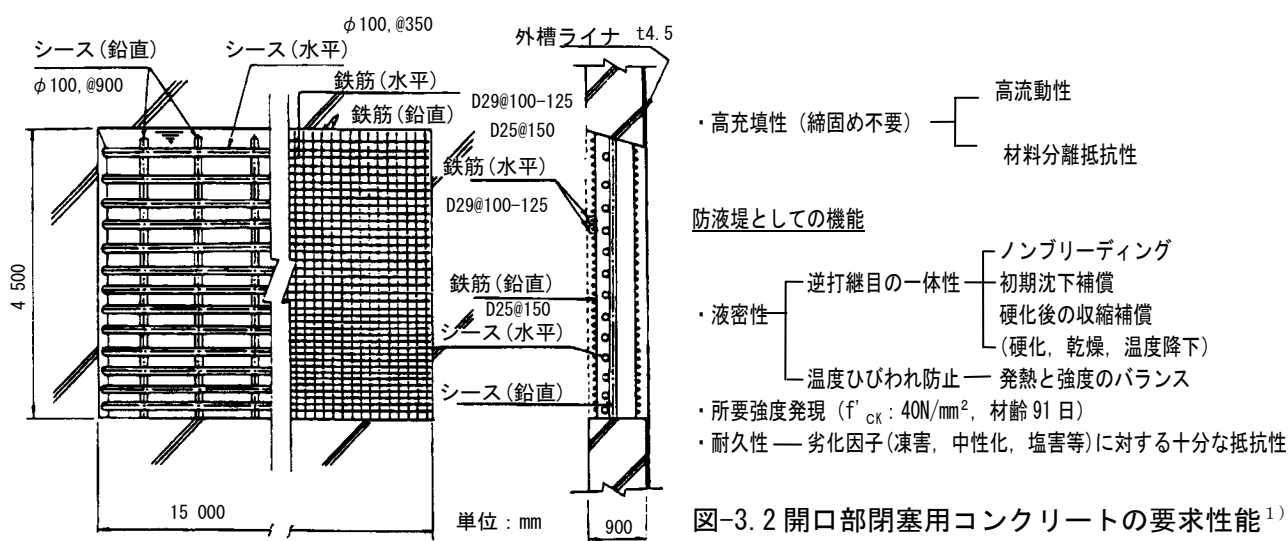


図-3.1 仮設開口部構造図^{1), 2)}

図-3.2 開口部閉塞用コンクリートの要求性能^{1), 2)}

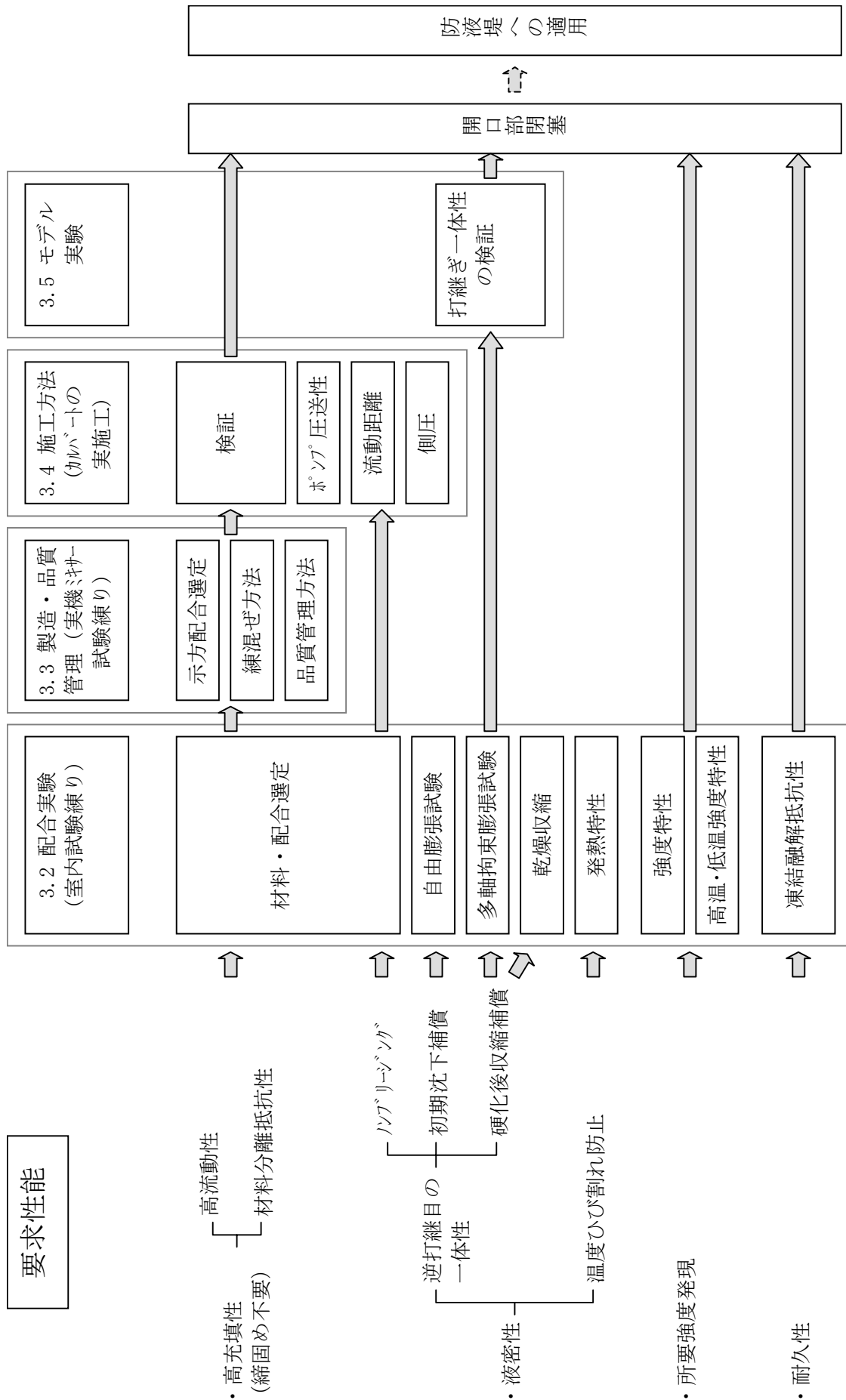


図-3.3 逆打ち用高流動コンクリート実用化までのプロセス

開口部閉塞用のコンクリートの要求性能を図-3.2に示す^{1), 2)}。逆打ち用高流動コンクリート実用化までのプロセスを図-3.3に示す。

まず、配合実験により、要求性能を満たすための材料・配合を検討し示方配合を決定した。つぎに、実際のレディーミクストコンクリート工場で実機による試験練りを実施し、練混ぜ方法、品質・配合の管理方法を確立した。続いて、施工に係る課題を解決するために、カルバートによる施工実験を行い、その後、開口部のモデル供試体により開口部の施工方法の妥当性と逆打継ぎ目の一体性を実証した。最後に、実際に開口部を施工した結果を評価した。

3. 2 配合実験

3.2.1 材料・配合の基本特性実験

(1) 使用材料

実験に用いたコンクリートの配合条件を表-3.1に、実験に用いた各種材料の品質を表3.2～表3.5に示す。実験には低発熱型の高炉セメントB種（スラグ55%混入）を使用した。このセメントは、発熱特性、フレッシュコンクリートの性状、強度発現特性、耐久性の観点から泉北16号タンクの躯体用に選定されたものである³⁾。また、締固め不要の性質を保持するためにはコンクリート中の粉体が500kgf/m³以上必要となり、全てをセメントとした場合には温度上昇量が大きくなるため、増量材として石灰石微粉末とフライアッシュを使用した。骨材の最大寸法は20mmとし、主成分の異なる2種類の高性能AE減水剤（ポリカルボン酸エーテル系、リグニンスルホン酸）、また、収縮補償を目的として、3種類の混和材料（発砲剤、膨張材、収縮低減剤）を単独あるいは組み合わせて用いた。

表-3.1 コンクリートの配合条件⁴⁾

骨材最大寸法 (mm)	単位セメント量 (kg/m ³)	スランプフロー (cm)	空気量 (%)	練上り温度 (℃)
20	400	60±5	4.5±1	10～15

表-3.2 実験に用いたセメントの物性⁴⁾

比重	ブレン比表面積 (cm ² /g)	圧縮強さ (N/mm ²)			水和熱 (cal/g)		
		7日	28日	91日	7日	28日	91日
3.04	4250	16.8	35.6	45.8	47.8	54.7	62.9

表-3.3 実験に用いた混和材の品質⁴⁾

種類	略号	比重	ブレン比表面積(cm ² /g)	備考
石灰石微粉末	LF	2.71	5500	石灰純度：95%
フライアッシュ	FA	2.27	3760	SiO ₂ ：53.4%
膨張材(CSA系)	EX	2.73	3150	水和熱抑制型

表-3.4 実験に用いた混和剤の品質⁴⁾

種類	略号	比重	主成分・その他
発泡剤	Al	—	アルミニウム、反応遅延型
収縮低減剤	Te	0.99	低級アルコールアルキレンオキッド付加物
高性能 AE減水剤	SPA ₁	1.04	ポリカルボン酸エーテル系複合物
	SPA ₂	1.15	変性リグニン、アルキルアリスルホン酸と活性持続ポリマーの複合物

表-3.5 実験に用いた骨材の物性⁴⁾

種類	分類	比重	吸水率(%)	粗粒率(F. M.)	実積率(%)
細骨材	海砂	2.54	2.02	2.52	60.8
粗骨材	碎石 2005	2.63	0.75	6.63	60.5

(2) 実験方法

コンクリートの製造には、パグミル型二軸強制練りミキサを用い、練混ぜ量を 100 リットルとした。練混ぜ方法は、各種微粉末および骨材を投入して 30 秒間空練りし、練混ぜ水を加えて 120 秒間練り混ぜた。

流動特性のうち、水平方向の広がり能力（変形ポテンシャル）および変形速度の評価は、それぞれスランプフローおよび O_{75} ロート（図-3.4）⁵⁾の流下時間を指標とした。充填性評価には、図-3.5 に示す鉄筋メッシュ通過試験装置⁶⁾を用いた。

コンクリートの膨張特性については、 $\phi 15 \times 30\text{cm}$ の型枠を用いた鉛直方向の自由膨張率測定（図-3.6）と鋼管（内径 300mm、高さ 600mm、肉厚 1.6mm）内に膨張コンクリートを充填して密封養生し、鋼管側面中央部に貼付した歪ゲージより膨張率を測定する多軸拘束試験（図-3.7）を実施した⁷⁾。

その他の試験は、それぞれのJISに準拠した。ただし、各試験試料は、突き棒を用いず、木槌で軽くたたいて作製した。また、アルミ粉末を混入した場合の強度試験用供試体は、型枠上面に 0.2kgf/cm^2 の上載荷重をかけ、脱型時まで拘束した。なお、工事の実施が冬期になることを考慮して、コンクリート

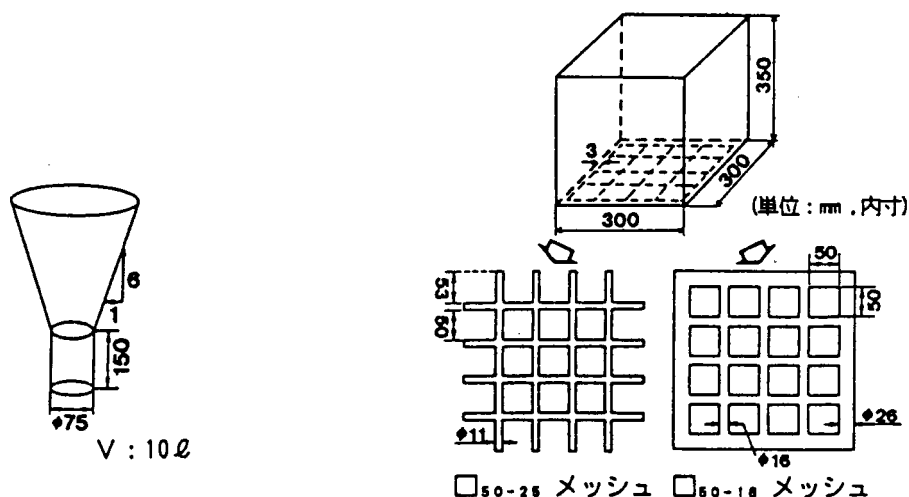


図-3.4 O_{75} ロート⁴⁾

図-3.5 鉄筋メッシュ通過試験装置⁴⁾

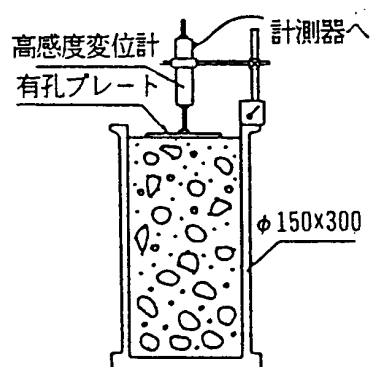


図-3.6 自由膨張率試験装置

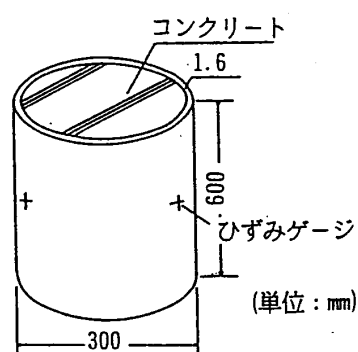


図-3.7 多軸拘束試験装置

の目標練り上がり温度を 10～15℃とした。

(3) 各種配合がコンクリートの充填性に及ぼす影響

単位粉末量に対する高性能 AE 減水剤の添加率を一定とし、所定のスランプフローが得られるように単位水量を調整して、単位粗骨材容積を変化させた配合を表-3.6 に示す。図-3.8 はこれらの配合のコンクリートについて、2 種類の鉄筋メッシュ通過試験を実施した結果である。

鉄筋メッシュを通過する試料の割合（以下、通過率と呼称）は、配合中の粗骨材量によって相違し、単位粗骨材容積が、300 リットル/m³程度以下では、いずれの試験装置を用いた場合も試料のほぼ全量が通過したのに対して、300 リットル/m³を超えた場合は、粗骨材の容積の増大に伴って、通過率が急激に低下する傾向が認められる。また、両者の関係には、試験装置の諸元による差異が認められ、開口率が小さい試験装置ほど鉄筋メッシュを通過する試料の量が減少する結果となった。この結果は、骨材寸法に対して部材寸法や鉄筋のあきが小さい箇所にコンクリートを充填させるためには、開口間隔や開口率に対応した配合上の粗骨材量の限界値が存在することを示している。

ただし、限界値に関しては、使用する骨材の物性（形状、粒度および実積率等）によっても左右されるものと考えられる。なお、以下の実験では、上記の結果をもとに、配合上の単位粗骨材容積を約 300 リットル/m³の一定として配合設計を行った。

配合中の微粉末の種類、単位水量および高性能 AE 減水剤の種類を変化させたコンクリートの配合およびブリーディング試験結果ならびに凝結試験結果を表-3.7 に示す。低温下（10℃）におけるブリー

表-3.6 実験に用いたコンクリートの配合⁴⁾

w/p	単位容積 (リットル/m ³)			W/P (%)	s/a (%)	単位量(kg/m ³)			
	w	p	q			W	P		SPA ₁ (P×%)
							C	LF	
0.85	178	210	265	29.1	53.3	178	400	211	2.0
0.95	180	190	295	32.4	49.5	180		157	
1.05	179	171		35.6	51.2	179		106	
0.85	172	202	325	29.2	44.2	172		190	
0.95	172	181		32.6	46.0	172		133	
0.95	165	172	354	32.5	42.7	165		108	

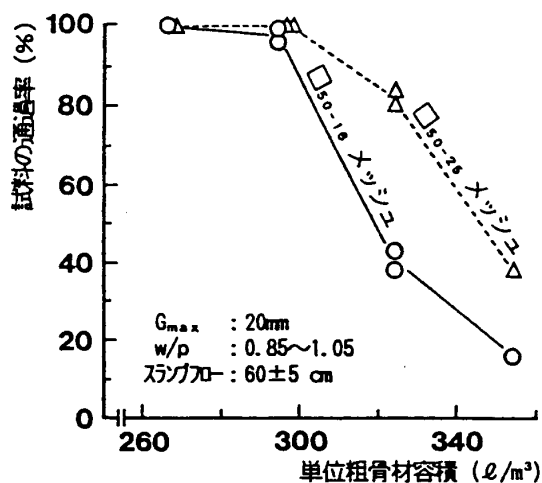


図-3.8 単位粗骨材容積と試料の通過率⁴⁾

表-3.7 実験に用いたコンクリートの配合⁴⁾

配合 種類	混和材料		W/P (%)	s/a (%)	単位量 (kg/m ³)						ブリーデ ィング率 (%)	凝結時間 (hr:min)		
					W	P			S	G		SPA (P×%)	始発	終結
						C	LF	FA						
A	LF	SPA ₁	30.0	47.8	175	400	184	—	704	797	2.0	0.00	17:30	22:30
B			33.8	49.9			117	—	767		0.19	18:00	24:00	
C	FA		35.1	—			98	—	1.7		2.85	30:00	38:00	
D	LF	SPA ₂	34.8	49.5	180	—	117	—	754	—	2.35	1.02	40:00	48:00

ディンク率、凝結性状に関しては、混和材料による差異が見られ、フライアッシュを混和した場合にはブリーディンク率が増大した。また、ナフタリン系の高性能 AE 減水剤を用いた場合には、練混ぜ直後より急激なこわばりが生じる結果となり、減水剤の分散効果が発揮できなかった。加えて、凝結が著しく遅延する結果となり、膨張材との相性に問題があると考えられる。

図-3.9～図-3.11 は表-3.7 の A, B, C の 3 種類の配合について、配合中の水量の変動がコンクリートのスランプフロー、Oロート流下時間、 \square_{50-15} メッシュの通過率に及ぼす影響を調べた結果を示したものである。基準配合に対する水量の変動値 ($\pm 5\text{kg/m}^3$) は、実際の製造管理を想定した細骨材の表面水率による変動 ($\pm 0.6\%$ 程度) を考慮したものである。

いずれの配合についても、水量の増減 ($\pm 5\text{kg/m}^3$) に対して、スランプフローは $\pm 5\text{cm}$ 程度増減する結果となった。また、Oロート流下時間は、 ± 5 秒程度変化し、水量の増大とともにコンクリートの粘性が低下する傾向が認められた。また、 \square_{50-15} メッシュの通過率は、水量を減少させた場合には、若干低下する傾向が認められるものの、水量増大による分離抵抗性の低下による通過率への悪影響は認められなかった。

(4) 各種混和材料がコンクリートの膨張特性に及ぼす影響

各種の混和材料を用いたコンクリートの膨張特性について検討した。実験に用いたコンクリートは、表-3.7 の B 配合を基本配合とし、これにアルミ粉末、膨張材 (30kg/m^3)、収縮低減剤 (10kg/m^3) を単独あるいは組み合わせて用いた。配合と各種試験結果を表-3.8 に示す。

各配合の流動特性および分離抵抗性に差異は認められなかった。なお、収縮低減剤を用いた場合には、空気が過剰に混入されたため、消泡剤により空気量を調整した。また、比較のために高性能 AE 減水剤の種類が異なる D 配合に膨張材を混入した場合には、練混ぜ直後より急激にスランプフローが低下する現象が認められ、高性能 AE 減水剤量を増大させても所要の流動性を確保できなかった。

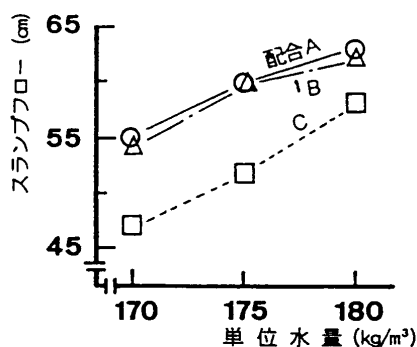
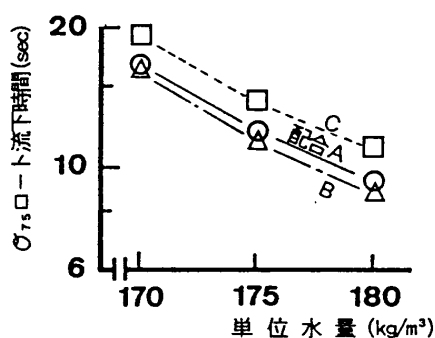
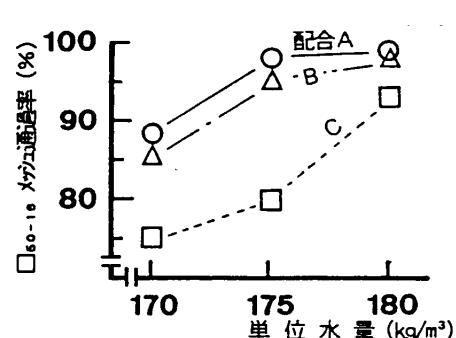
図-3.9 単位水量とスランプフロー⁴⁾図-3.10 単位水量とOロート流下時間⁴⁾図-3.11 単位水量とメッシュ通過率⁴⁾

表-3.8 逆打ち用として各種混和材料を用いたコンクリートの配合および各種試験結果⁸⁾

配合の 種類	W/ (C+EX) (%)	s/a (%)	単位量 (kg/m ³)							スランプ フロー (cm)	空気量 (%)	鉄筋メ ッシュ通 過	ブリー ディング 率 (%)	圧縮強度 (N/mm ²)		
			W	C	EX	LF	Al	Te	SPA					7 日	28 日	91 日
BLANK	43. 8	49. 9	175	400	—	117	—	—	10. 3	56	4. 0	○	0. 26	34. 2	59. 1	71. 4
Al							40g			60	4. 4	○	0	35. 1	61. 4	72. 1
EX				370	30		—			56	4. 5	○	0	33. 9	59. 2	68. 2
Al+EX							40g			57	4. 2	○	0	35. 8	59. 5	69. 4
EX+Te							—	10		56	3. 8	○	0	27. 5	51. 9	64. 9
Al+EX+Te							40g	10		55	4. 6	○	0	27. 2	50. 7	62. 0

注) 鉄筋メッシュ通過試験は通過率 95%以上を○と表記

凝結性状に関しては、膨張材を混和した場合は 1 時間程度、さらにアルミ粉末を加えた場合は 2 時間程度終結が遅延する結果となった。また、収縮低減剤を混和した場合は、凝結が著しく遅延し、終結が最大 10 時間程度遅延する結果となった。(図-3.12 参照) 一方、ブリーディング率は、10℃の低温下でも、いずれの配合もほぼ 0%であった。

アルミ粉末の発泡作用による自由膨張率の経時変化と最終膨張率を図-3.13 および図-3.14 に示す。アルミ粉末を混入しない場合には、成型後 0.5%程度収縮する結果が得られ、アルミ粉末を加えた場合は 0.5%程度膨張した。このことから、逆打ち継ぎ目の一体化には、この極初期の収縮(初期沈降)をアルミ粉末によって補償する必要があると考えられる。また、アルミ粉末を膨張材や収縮低減剤と併用

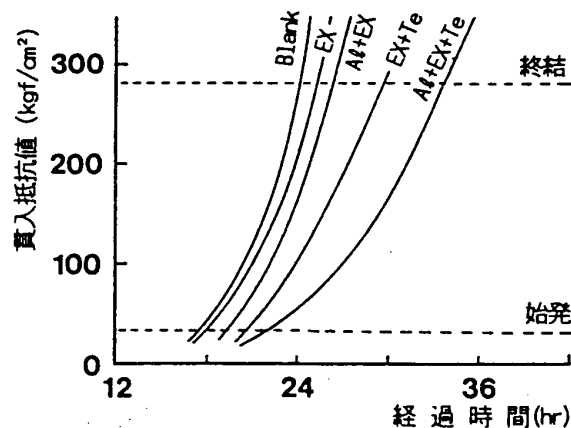


図-3.12 コンクリートの凝結試験結果⁴⁾

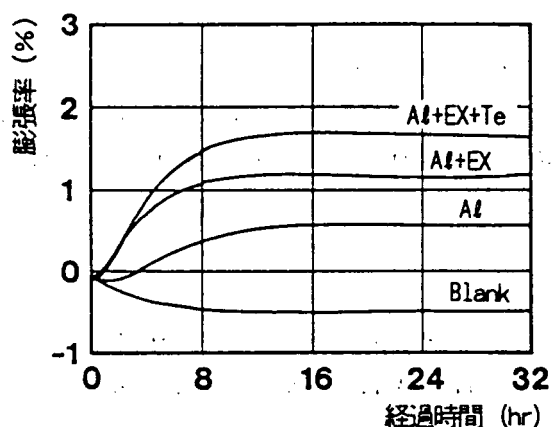


図-3.13 自由膨張率の経時変化⁴⁾

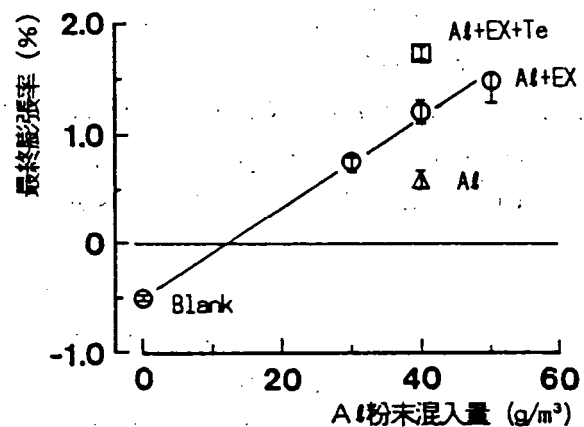


図-3.14 アルミ粉末混入量と最終膨張率⁴⁾

した場合には、単独で用いた場合に比べ、発泡の開始が早く最終膨張率も増大する結果となった。

図-3.15 に各配合の圧縮強度試験の結果を、図-3.16 に圧縮強度と引張強度の関係を示す。収縮低減剤を用いた場合は、各材齢において強度が約 10% 程度低下する傾向が認められた。また、圧縮強度と引張強度の関係については、混和材の影響は認められなかった。

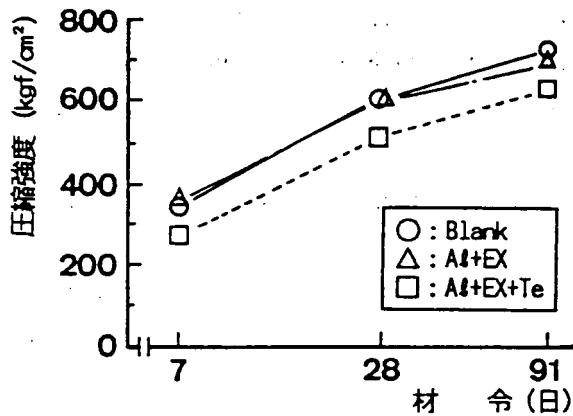


図-3.15 材齢と圧縮強度⁴⁾

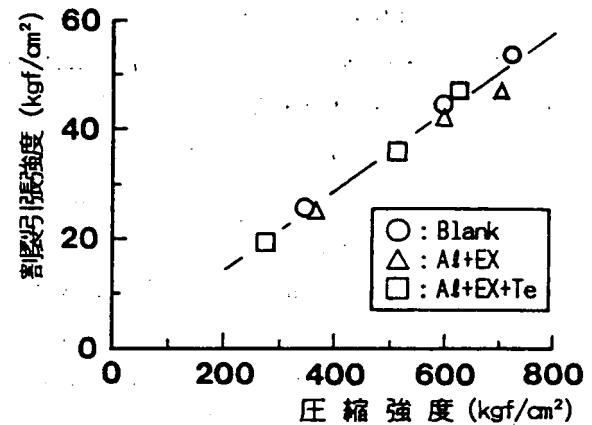


図-3.16 圧縮強度と引張強度⁴⁾

図-3.17 に多軸拘束膨張試験結果を示す。膨張材の使用による膨張発現硬化は、アルミ粉末や収縮低減剤との併用により増大する結果が得られた。また、いずれの場合でも材齢 3 日程度で膨張が最大となった後、材齢の経過とともに膨張率が低下する減少が認められた。特に、アルミ粉末単独あるいは膨張材を単独あるいは両者を併用した場合には、コンクリートの収縮作用により鋼管と内部のコンクリートとの付着が切れるまで鋼管の歪が収縮側へ大きく移行しており、拘束鋼管には引張応力が作用する結果となった。一方、収縮低減剤を併用した系では、材齢の経過に伴う膨張率の低下割合が比較的小さくなる傾向が認められた。

外部への水分の逸散がない密封状態において、膨張率が材齢の経過に伴って低下する減少に関しては、膨張セメントの膨張圧に及ぼす諸要因の影響について検討した小林らの研究⁹⁾においても同様の報告がなされている。また、小林ら⁹⁾は、乾湿条件による膨張圧の変化がエトリンガイトの生成量に起因することを実験的に明らかにし、このメカニズムに関しては、近藤ら¹⁰⁾が指摘するように、乾燥によってエトリンガイトの結晶水の一部が失われることによるものと推察している。従って、上記の現象は、クリープ硬化だけでなく、エトリンガイトの生成量が経時的に減少したことに起因する可能性が高いものと考えられる。

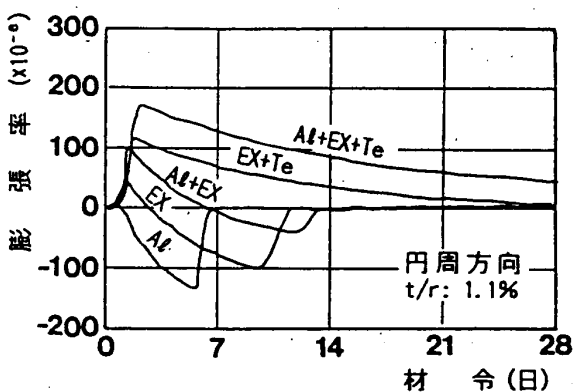


図-3.17 多軸拘束膨張試験結果⁴⁾

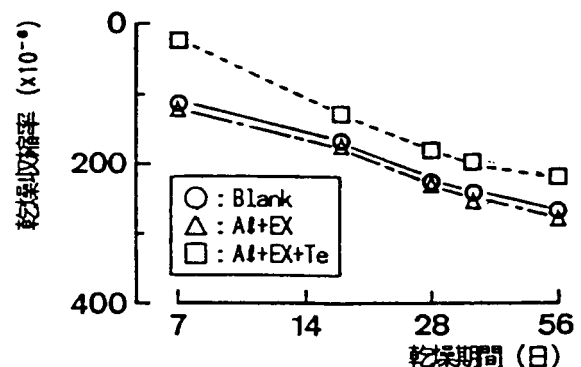


図-3.18 乾燥収縮試験結果⁷⁾

乾燥収縮試験結果を図-3.18に示す。アルミ粉末と膨張材を混和した配合では、混和材を入れない配合と乾燥収縮率に差はなかったが、収縮低減剤を用いることによって約20%の収縮低減効果があることが認められた。

(5) 各種混和材料がコンクリートの凍結融解抵抗性に及ぼす影響

各種の混和材料を用いたコンクリートの耐久性の検討の一環として、凍結融解試験と気泡間隔係数の測定を行った。一般には、水結合材比が30～35%程度の場合は、空気量を2%程度以上にすれば、概ね耐凍害性は確保される¹¹⁾が、実験に用いたコンクリートの配合は表-3.8と同じで、水結合材比は44%であるため耐凍害性を調べることにした。凍結融解試験は、ASTM C 666 に準じて行った。

凍結融解試験の結果を図-3.19に示す。相対動弾性係数の低下は、アルミ粉末、膨張材、収縮低減剤の併用により低減する結果が得られた。特に3種類の混和材を併用した場合は、凍結融解サイクル300回で相対動弾性係数は95%を超えており、収縮低減剤が、凍結融解抵抗性に大きく寄与することが認められた。しかし、その他の配合では、300サイクルで60%以上の耐久性指数を得ることができない結果となった。

三浦ら¹²⁾が、W/C62.5% (L配合)、W/C41.0% (M配合)、W/C28.5% (H配合) のAE減水剤を使用したコ

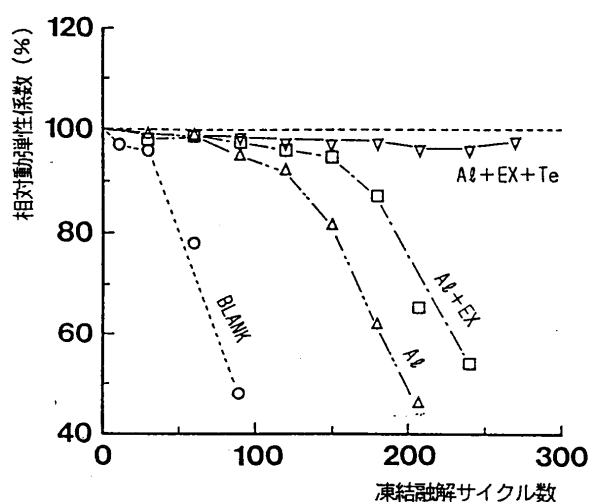


図-3.19 凍結融解試験結果¹³⁾

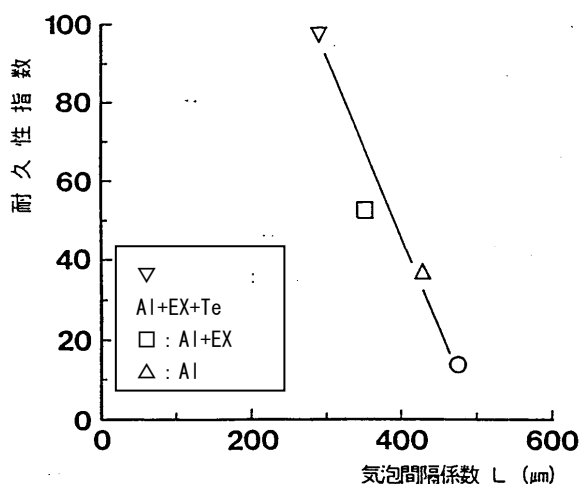


図-3.20 気泡間隔係数と耐久性指数¹³⁾

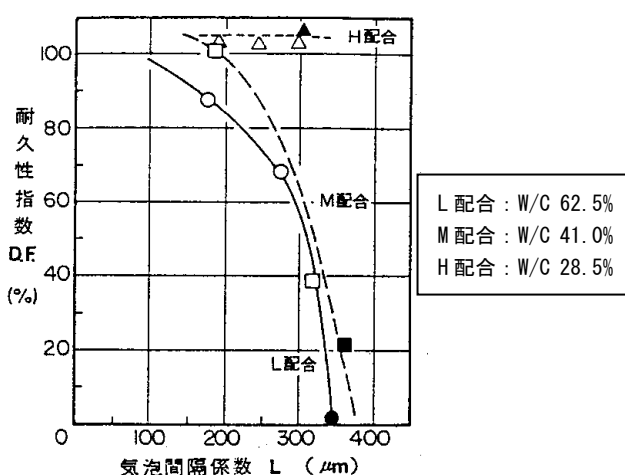


図-3.21 気泡間隔係数と耐久性指数 (三浦ら)¹²⁾

ンクリートで行った凍結融解試験の結果では、本配合と同程度のM配合の場合、空気量が3.5%の場合は、凍結融解サイクル300回で相対動弾性係数は95%が得られる結果となったが、空気量が1.3%、2.1%の場合は300サイクルで60%以上の耐久性指数を得ることができない結果となった。このことから、今回試験に用いた供試体の空気量が、配合条件の $4.5 \pm 1.5\%$ の範囲よりも少なかった可能性が考えられる。

そこで、空気量と気泡間隔係数には比較的よい相関があるため¹²⁾、今回の試験の気泡間隔係数と耐久性指数の関係を調べた。その結果を図-3.20に示す。耐久性指数と気泡間隔係数の関係も三浦ら¹²⁾のW/C41.0%の配合とほぼ同じ値を示しており（図-3.21参照）、空気量が少なかったことが収縮低減剤を使用しない配合で十分な凍結融解特性を得られなかった原因として考えられる。

(6) まとめ

材料・配合の基本特性実験から得られた結論は以下である。

1) 高充填性

鉄筋が密に配置された状況下では、コンクリートの充填性を確保するためには、鉄筋のあきに対応した配合上の粗骨材量の限界値が存在する。最大寸法が20mmの粗骨材を用い、単位微粉末量170リットル/m³以上、スランプフロー55cm以上とした場合、あきが、50×50mmの鉄筋メッシュを完全に通過させるには、粗骨材量の上限值は300リットル/m³程度である。

収縮低減剤を用いた場合は、凝結の終結時間が10時間程度遅延する。

2) 逆打継ぎ目の一体性

① ノンブリーディング

フライアッシュを用いた配合では、ブリーディング率が高い結果となった。また、ナフタリン系の高性能AE減水剤を用いた結果、凝結が遅延し、結果としてブリーディング率が増大した。

② 初期沈降補償

逆打ち水平打継ぎ目の一体性を確保・向上させるには、極初期の収縮を補償する目的でアルミ粉末の使用が必要である。

③ 硬化後の収縮補償

収縮補償により打継ぎ目の付着を改善するには、膨張材および収縮低減剤の併用が望ましい。

3) 所要強度の発現

収縮低減剤を使用した場合は、10%程度圧縮強度が低下する。

4) 耐久性

収縮低減剤が、凍結融解抵抗性に大きく寄与することが認められた。

アルミ粉末、膨張材に加え、収縮低減剤を用いた場合は、初期沈降の補償、硬化後の収縮補償、耐凍結融解抵抗性に対して極めて効果的であるが、凝結が著しく遅延し、強度が低下するために採用は難しい。

収縮低減剤を使用しない場合は、硬化後の膨張率の経時的な低下を押さえ、所定の膨張率を確保すること、気泡間隔係数を小さくし、耐久性指数を向上させることの2点を課題を解決する必要がある。

コンクリートの自己収縮には、セメントの粉末度や高炉スラグ微粉末の混合率および粉末度が大きな影響を及ぼす^{14), 15), 16)}。そこで、膨張率の経時的な低下については、結合材（セメント）のスラグの粉末度と混合率の調整によって対処することとした。気泡間隔係数については、高性能AE

減水剤の活性持続ポリマーの混合割合を調整して、空気連行性を改善することによって対処することとした。

3.2.2 膨張率の経時損失に与えるセメントの粉末度、スラグ混合率の影響

(1) 使用材料、実験方法

実験に用いたセメントの概要を表-3.9に示す。種類の表示は低発熱セメント(L)と高炉スラグ(S)の比表面積($\times 100\text{cm}^2/\text{g}$)と混合割合を示している。実験は3.2.1(2)と同様の多軸拘束膨張試験とした。

表-3.9 実験に用いたセメントの概要^{2), 17)}

種類	比重	ブレン 比表面積 (cm^2/g)	混合割合		スラグの 比表面積 (cm^2/g)
			C	Sg	
L35S50-45/55	3.04	4270	45	55	5000
L35S50-65/35	3.11	3930	65	35	
L32S43-65/35	3.10	3550	65	35	4300
L35S35-45/55	3.04	3460	45	55	3500
L32S35-65/35	3.10	3270	65	35	

(2) 実験結果

多軸拘束膨張試験の結果を図-3.22に示す。3日で最大膨張歪を示し、それ以降経時的に膨張歪が低下していく傾向は、図-3.17と同様である。減少の割合は、結合材中のスラグ微粉末の硬化活性が大きい(高混合率、高粉末度)ほど大きくなる傾向にある。この差異は、セメントの硬化収縮特性やセメントと膨張材の混合系における硬化反応形態の相違に起因しているものと考えられる。

このことから、収縮低減剤を使用しなくても、結合材中の粉末度、高炉スラグの混合率を調整すれば、有効な硬化収縮補償が可能であることがわかった。

3.2.3 高性能 AE 減水剤の種類による空気連行の検討

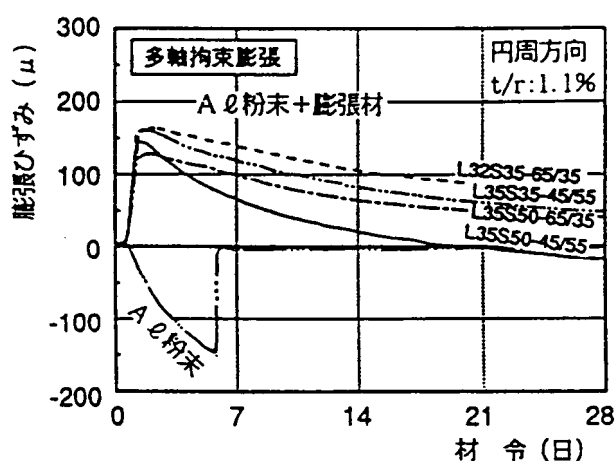


図-3.22 多軸拘束膨張試験結果^{2), 17), 18), 19)}

(1) 使用材料、実験方法

高性能 AE 減水剤の空気連行性を改善し、耐凍害性の確保を目的として、セメントの分散状態を制御する活性持続ポリマーの混合割合調整した高性能 AE 減水剤の練混ぜ直後の空気量低下の低減を図るこ

とを検討した。検討には 3.2.1 材料・配合の基本特性実験で良好な結果が得られたポリカルボン酸系の高性能 AE 減水剤の中から 3 種類（SP-8HS、SP-8HS (A)、SP-8HS (B)）を選定した。実験に用いたコンクリートの示方配合を表-3.10 に示す。なお、練混ぜにはパン型ミキサを使用した。細骨材の FM は 2.86 で試験温度は 20℃である。

表-3.10 実験に用いたコンクリートの配合⁴⁾

W/P (%)	s/a (%)	単位量(kg/m ³)			SPA (P×%)
		W	P		
			C+EX	LF	
31.7	49.5	168	400	130	1.8

(2) 実験結果

各高性能 AE 減水剤を用いたコンクリートの経過時間とスランプフローとの関係を図-3.23 に経過時間と練混ぜ後の空気量の変動を図-3.24 に示す。図-3.23 から、セメントの分散状態を制御する活性持続ポリマーの混合割合を適切に設定した高性能 AE 減水剤を使用することにより、コンクリートが所要の流動性を保持する時間の調整が十分に可能であることが確認された。また、図-3.24 から、現行の SP-8HS の空気量が練混ぜ 15 分で約 3%低下していたのに対し、SP-8HS (A) では約 1%、SP-8HS (B) では 1%以内と、空気量の配合条件である $4.5 \pm 1.5\%$ の範囲に実用上問題のなく適応できる程度にロスを低減できることがわかった。このことから、3.2.1 (5) の凍結融解試験において、耐久性指数が低かった原因は、実験に使用した現行の SP-8HS の空気量の連行の安定性が悪く、練混ぜ後 15 分以内に空気量がロスし、 $4.5 \pm 1.5\%$ の範囲より少なくなったことであることを裏付けられる。

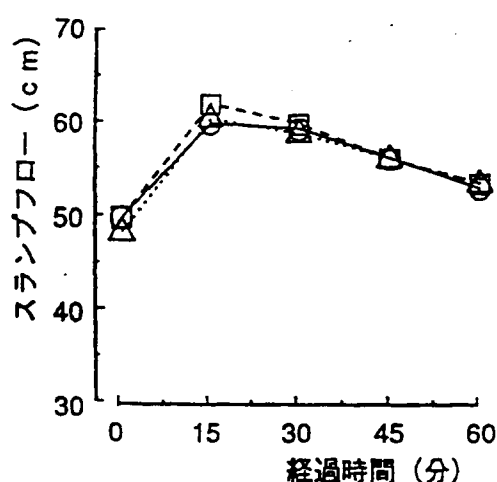


図-3.23 スランプフローの経時変化²⁰⁾

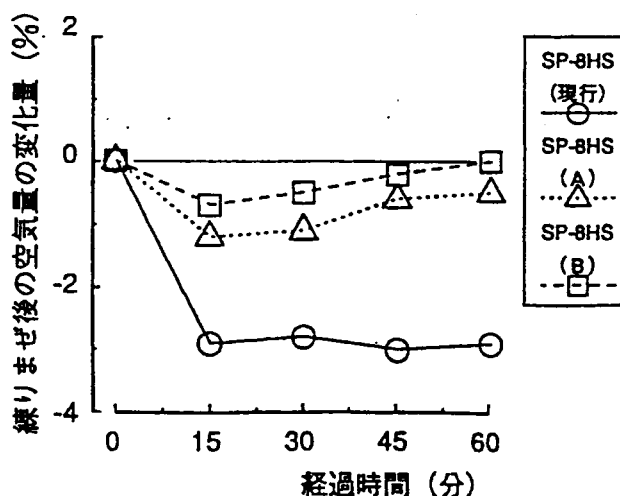


図-3.24 空気量の経時変化²⁰⁾

3.2.4 示方配合

3.2.1～3.2.3 で述べた結果から、示方配合を決定した。

(1) 高充填性

粗骨材の最大寸法が 20mm に対して鉄筋のあきが 50mm のメッシュは実構造物の充填条件よりも厳しいが、確実な充填性能を保持させるために、単位粗骨材容積は 300 リットル/m³ に設定した。

(2) 逆打継ぎ目の一体性

1) 初期沈降補償

アルミ粉末の混和量を決定するために行った自由膨張試験の結果を図-3.25、図-3.26 に示す。なお、試験方法は 3.2.1(2) と同じ方法とした。これらの結果より、硬化前の初期沈降量は自由膨張試験では 0.5%程度となることがわかる。バラツキなどを考慮して、この沈降を補償するためには、自由膨張率を 1.0~1.5%と設定し、最終的には添加するアルミ粉末の量は 35g/m^3 とした。さらに、型枠の拘束や自己圧密の影響を把握するために、打込み高さを変えて膨張量を測定した結果を図-3.27 に示す。打込み高さが増大した場合には、コンクリートの自重増加による沈下量の増大・膨張量の低下が懸念されたが、高さが 2m の場合でも初期沈下量は最大 2mm 程度に留まり、一方で、アルミ粉末の発泡による膨張量は打込み高さとともに増大するため、アルミ粉末の膨張効果が十分に確保されることが確認された。なお、通常のアルミ粉末では反応速度が速すぎて膨張効果を有効に利用できないため、表面を酸化被覆して反応を遅延させたものを用いることとした。

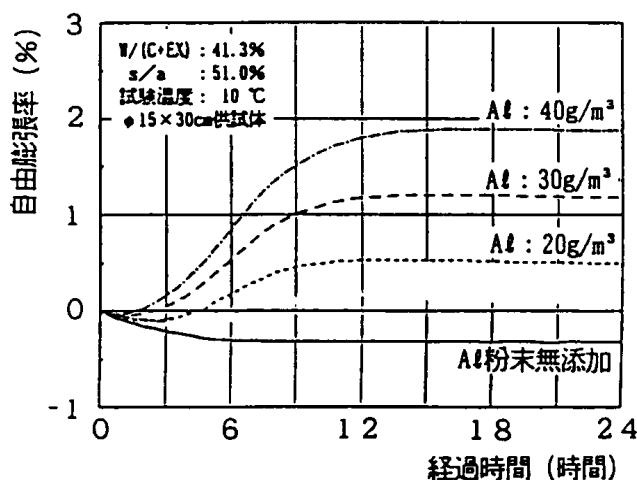


図-3.25 自由膨張率の経時変化^{2), 17), 18), 19)}

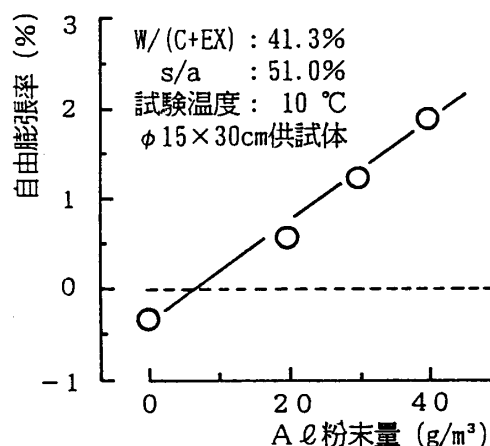


図-3.26 アルミ粉末添加量と自由膨張率²⁰⁾

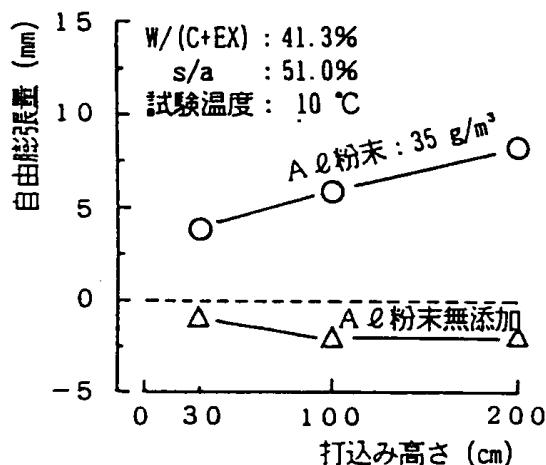


図-3.27 打込み高さと自由膨張量^{17), 19)}

2) 硬化後の収縮補償

3.2.2 の結果から、コンクリートの硬化、温度変化等に伴う収縮を補償し、逆打ち継目の一体性を確保するには、アルミ粉末に加えて単位セメント量の一部 (30kg/m^3) を膨張材 (CSA系) で置換することにした。なお、セメント中の高炉スラグ微粉末の混合率や粉末度の大きいものほど、材齢の経過に伴う収縮ひずみの増加が大きくなる傾向が認められたため、セメントに関しては、この結果と

強度発現その他の特性とのバランスを勘案した上で、スラグ微粉末の粉末度を約 4300cm²/g、混合率を 35%とした。

(3) 耐久性

3.2.3 の結果から、実施工の各種条件から必要とされる流動性保持時間に対応して、活性持続ポリマーの混合割合を調整し、かつ空気量の安定性も配慮した SP-8HS の改良タイプを用いることとした。

これにより、十分な耐久性指数が得られると考えられる。

決定した使用材料を表-3.11 に、示方配合を表-3.12 に示す。表-3.12 には防液堤一般部の配合も比較のために記載している。

表-3.11 逆打ち用高流動コンクリートの使用材料^{2), 18), 19)}

材料名 (記号)	使用材料 (仕様)
セメント (C)	低発熱型高炉セメント B 種 (LS32S43-65/35) (比重:3.10、ブレーン値:約 3,550cm ² /g)
石灰石微粉末 (LF)	カルタック (比重:2.71、ブレーン値:約 5,400cm ² /g)
細骨材 (S)	海砂 (比重:2.56、F.M:2.53、実積率:約 61%)
粗骨材 (G)	砕石 (比重:2.63、F.M:6.68、実積率:約 60%)
AI 粉末 (AI)	セルメック (反応速度改良型)
膨張材 (EX)	CSA-100R (水和熱抑制型)
高性能 AE 減水剤 (SPA)	SP-8HS (A) (ポリカルボン酸系改良品)
補助 AE 剤	AE-775S

表-3.12 逆打ち用高流動コンクリートの配合^{2), 18), 19)}

	W/P (%)	W/C+ EX (%)	s/a (%)	単位量 (kg/m ³)							
				W	C	EX	LF	S	G	AI粉末	SPA
逆打ち用 高流動	31.1	41.3	51.0	165	370	30	130	801	789	30g	SP-8HS (A) 10.6 (2.0%)
防液堤 一般部	34.8	40.0	44.0	145	363	—	30	747	1018	—	SP-9HS (1.3~1.5%)

3.2.5 低温強度特性および高温履歴後の強度特性

LNG 貯槽の防液堤に使用するコンクリートとしての要求性能については、前節までに確認したが、LNG という極低温の危険物を万一の内槽の漏液時に貯液する機能を有するため、防液堤に使用するコンクリートには、低温に耐えることと火災時、火災後の性能も確認しておく必要がある。

漏液時には、防液堤の内面に設置した厚さ 50mm の冷熱抵抗緩和材 (PUF : polyurethane foam) が冷熱衝撃に抵抗し、冷熱の影響が緩和されるため、防液堤コンクリートに直接接液することはなく、漏液時でも防液堤の温度は-13℃程度までしか下がらないが、万が一の冷熱抵抗緩和材の不備を勘案して、防液堤一般部のコンクリートと同等の低温圧縮強度特性を有していることの確認をした。

BS 7777²¹⁾ は、「購入者は、隣接タンクの火災に対する災害想定を明らかにし、爆裂やひび割れに対して事前に対策をとること」としている。また、コンクリート標準示方書 [施工編]²²⁾ は「一般の土木構造物においては、供用期間中の火災などにより生ずるコンクリートの劣化やコンクリート内部に配置

された鋼材などの品質低下が、構造物の機能を損なわないことが必要となる」としている。さらにJASS 5²³⁾ は、構造安定性を確保するために耐久性と並んで耐火性も設計要求性能としている。

LNG 貯槽で、隣接火災時による輻射熱に対しては、防液堤頂部に設置されている散水設備が対応するため、防液堤が高温状態になるという災害想定はないが、水粉体比が防液堤一般部のコンクリートより高いことから、高温時に脆性的に破壊する傾向が高まるため、高温履歴後の残留強度を確認をした。

(1) 低温圧縮強度試験

1) 試験方法

供試体の作製は JIS A 1132 に準拠した。供試体は材齢 1 日で脱型後、材齢 14 日まで標準養生 (20℃ 水中) を行い、材齢 28 日まで標準養生および気乾養生 (20℃, 60%RH) の 2 種類の条件で養生した。コンクリートの配合は、表-3.11 に示した逆打ち用配合と防液堤一般部配合とした。使用材料は表-3.10 と同じとした。供試体の含水状態を飽水状態と気乾状態にしたのは、極低温下におけるコンクリートの強度特性がコンクリート中の含水状態に大きく影響を受けるためである。試験温度は、20, -40, -80, -164℃と LNG 温度から常温までの 4 温度とした。常温から試験温度まで、供試体内部と表面との温度差を 20℃以内に制御しながら温度を低下させ、供試体内部に埋め込んだ熱電対で、供試体が均一に試験温度となったことを確認した後、所定の温度下で JIS A 1108 に準拠して、圧縮強度試験を行った。

2) 試験結果

試験温度と圧縮強度の増加量の関係を図-3.28 に、圧縮強度比 (20℃の圧縮強度に対する比) との関係を図-3.29 に示す。圧縮強度はいずれの供試体とも試験温度が低下するにつれてほぼ線形的に増加している。養生条件に関しては、気乾養生の方が-80℃より低温で湿潤養生に比べて圧縮強度増加量および圧縮強度比は小さくなる傾向はあるが、有為な差は見られなかった。また、LNG 地下式貯槽指針²⁴⁾に記載されている圧縮強度増加量を図-3.30 に示したが、今回の結果もほぼ同じ結果であった。圧縮強度比は逆打ち用高流動コンクリートの方が、防液堤コンクリートに比べて若干低くなっているが、圧縮強度増加量に関しては、ほぼコンクリート標準示方書²⁵⁾に示された範囲内 (-60℃で 45~60N/mm²) であった。

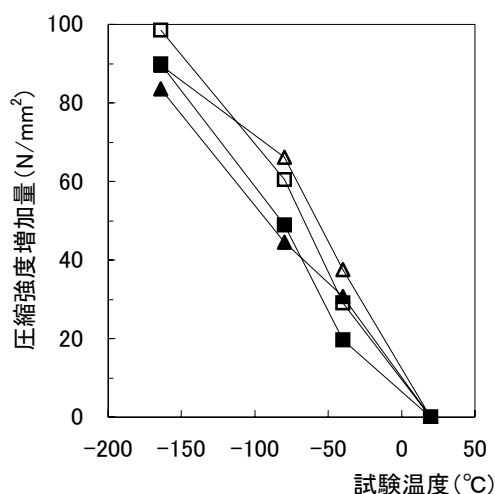


図-3.28 圧縮強度増加量

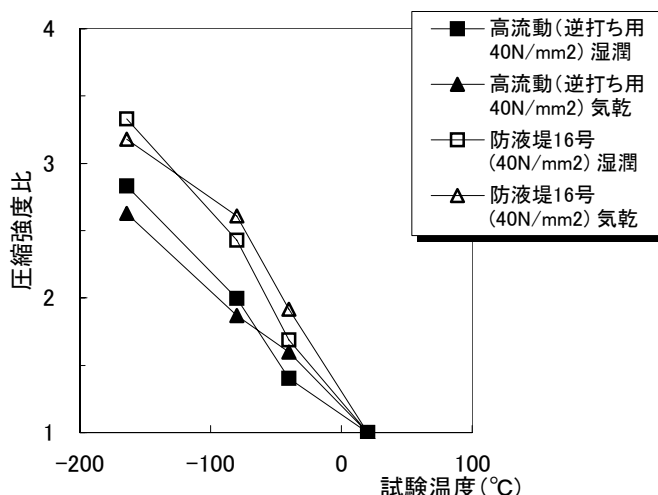
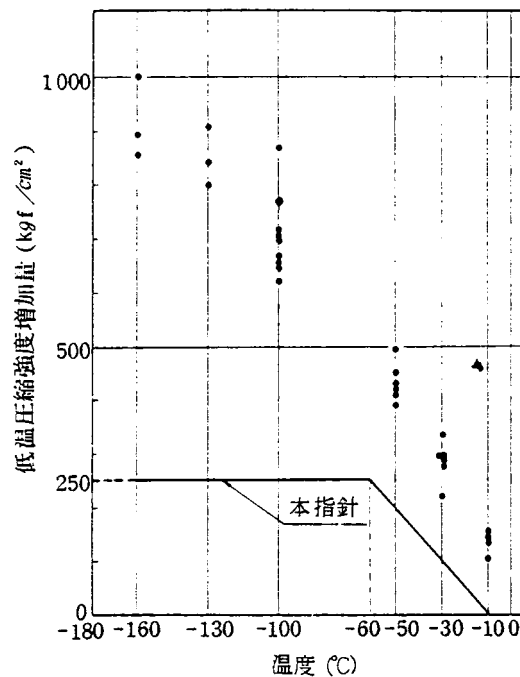


図-3.29 圧縮強度比



〔備考〕 低温圧縮強度増加量=低温時圧縮強度－20℃圧縮強度

図-3.30 温度と低温圧縮強度増加量の関係²⁴⁾

(2) 高温履歴後圧縮強度試験

1) 試験方法

材料、配合および供試体は、低温強度試験と同様であるが、養生条件に関しては実際に近い状態を想定して気乾状態の供試体を用いた。供試体は加熱炉に入れ、炉内の温度を所定温度（+200℃および+400℃）まで上昇させ、7.5時間経過した時点で加熱を停止して、炉に入れた状態で自然冷却により徐冷し、常温に戻った後 JIS A 1108 に準拠して圧縮強度および弾性係数を測定した。

コンクリートは熱容量が大きく、短時間の加熱で 300～400℃まで温度が上昇するのは、表層の 2～5cmのみで、内部は数時間以上の火災を受けた場合でないとそのような高温に達しない²⁶⁾。

また、標準火災を受けたときの火災の 90 分後において鉄筋のかぶり位置（約 8cm）より内部のコンクリートの温度は 200℃以下であることから、履歴最高温度を 200℃および 400℃とした。なお、コンクリート中のセメントペーストは、500～580℃で $\text{Ca}(\text{OH})_2$ が脱水されて CaO となり、残存強度が著しく低下することが既往の実験や調査で明らかになっている²⁷⁾。

2) 試験結果

高温履歴温度と残存圧縮強度の関係を図-3.31 に、残存圧縮強度比（20℃の圧縮強度に対する比）の関係を図-3.32 に示す。200℃の履歴後では、圧縮強度上昇もしくは変化が見られないことがわかる。400℃履歴後は残存圧縮強度比で 0.8 程度まで低下することがわかった。

FIPのプレストレストコンクリート石油貯槽指針²⁸⁾では、セメント骨材比が 1/6 で、立方体圧縮強度 30N/mm^2 のコンクリート供試体の加熱中の圧縮強度と 20℃まで徐冷した場合の残存圧縮強度が示されており（図-3.33）、徐冷後の方が加熱中より残存圧縮強度は低くなるが、200℃では徐冷後約 75%の残存圧縮強度を示している。また、弾性係数も圧縮強度と同様とされている。FIPのデータ²⁸⁾に比べると、今回の結果はどちらの配合も残存圧縮強度比は上回っており、200℃加熱徐冷後も 100%の圧縮強度比を確保した。

逆打ち用高流動コンクリートは、防液堤コンクリートに比べると、400℃では残存圧縮強度比はやや下回るが、200℃履歴後は常温と変化が無かった。弾性係数比（20℃の弾性係数に対する比）を図-3.34に示す。200℃履歴後は、残存圧縮強度では変化が見られなかったが、弾性係数比では20%程度低下し、400℃履歴後は30%程度になっていることがわかる。逆打ち用と防液堤コンクリートではほとんど差はなかった^{24), 25), 28)}。

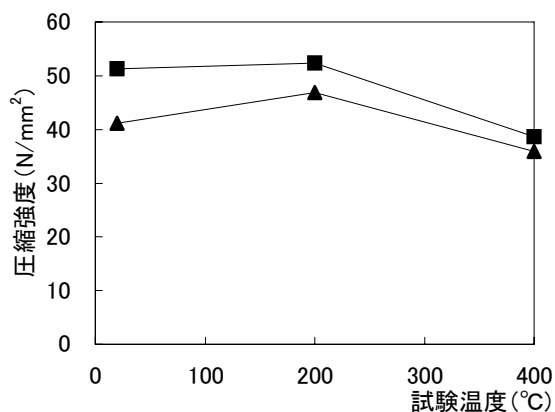


図-3.31 残存圧縮強度

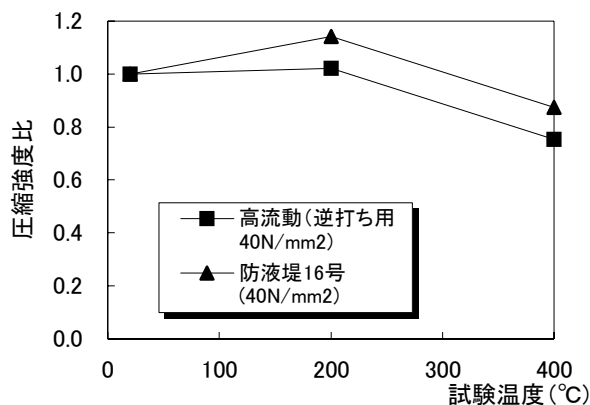


図-3.32 残存圧縮強度比

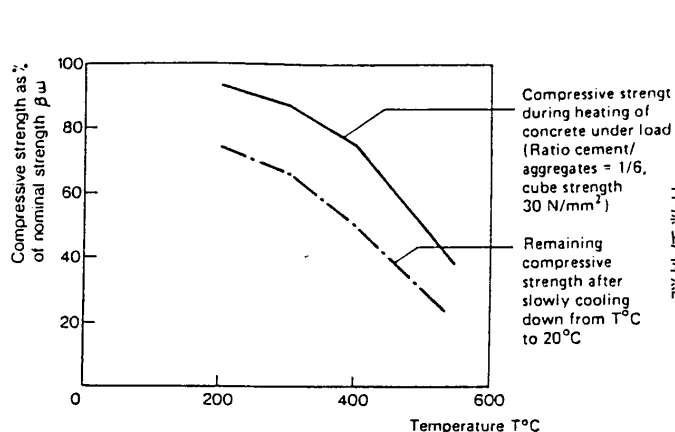


図-3.33 FIPIによる残存圧縮強度比²⁸⁾

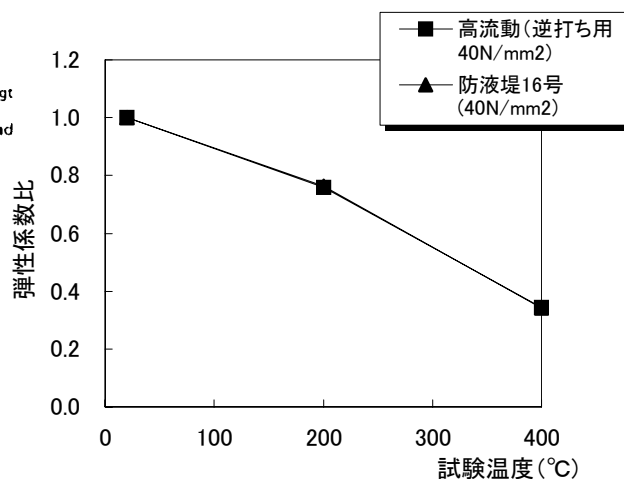


図-3.34 弾性係数比

(3) まとめ

低温圧縮強度、高温履歴後圧縮強度のいずれの場合も、逆打ち用高流動コンクリートは、従来使用していた設計基準強度 40N/mm²の防液堤コンクリートに比べると、やや低い値は示すものの、既往の試験結果から考えて十分な強度特性を有していると判断される^{24), 25), 28)}。

3. 3 製造管理

3.2 では、試験室レベルで要求性能を満たす材料と示方配合の選定を行った。試験室では、コンクリートの練混ぜ量が小さいため、入念な管理を行えば、少ない品質変動の中でコンクリートを製造できる。しかし、実施工では、製造するのは市中のレディーミクストコンクリート工場であり、かつ材料の品質変動、計量誤差がある中で所定の要求性能を満たすコンクリートを安定して製造する必要がある。そのために、逆打ち用高流動コンクリートの製造のための練混ぜ方法と製造・品質管理方法を確立しておく必要がある。練混ぜ方法としては、均質なコンクリートを製造するための材料投入順序や練混ぜ時間、製造・品質管理方法では、特に細骨材の表面水率の変動がコンクリートの自己充填性に与える影響を把握し、品質変動を押さえる管理方法や品質が変動した場合の製造へのフィードバックの方策を準備しておく必要がある。

そこで、本節ではそれらを確立するために行った市中のレディーミクストコンクリート工場における試験練り実験とその結果について述べる^{2), 29), 30)}。

3.3.1 練混ぜ方法

使用したミキサはバグミル型二軸強制練り式(最大容量 3m^3)である。高流動コンクリートは、単位粉体量が $500\text{kgf}/\text{m}^3$ 以上と通常のコンクリートに比べ多いため粘性が高く、かつ数種類の微粉末の混和材料を用いるため、均質に効率よく練混ぜることが重要である。そのために1バッチを 1.5m^3 とし余裕のあるトルク内で練り混ぜることとした。この場合、アジテータ車1台出荷するには3バッチ必要で製造能力は小さくなるが、今回対象としている開口部の打設量は 80m^3 程度であるため製造・供給能力はそれほど必要でない。練混ぜ方法は、最初に骨材と粉体(セメント、石灰石微粉末他)の固体粒子をミキサ内に投入して30秒間空練りし、その後に液体材料である水と高性能AE減水剤、AE補助材を投入することとした。膨張材は $45\text{kg}/\text{バッチ}$ に対し、 22.5kg 入り2袋を人力で投入した。アルミ粉末については、均等に練り混ぜるために水溶性の紙に所定量包んで骨材とともに投入した。

練混ぜの判断は、ミキサのトルク電流値を用いることとし、それがほぼ一定になった時点を練混ぜ完了の判断とすることとした。

練混ぜ時のミキサの電流荷の経時変化を図-3.35に示す。固体粒子の練混ぜ時(空練り時)に電流負荷値は上昇し、液体投入後に一旦低下した後、練混ぜ開始から40~50秒に再び上昇する。その後、電

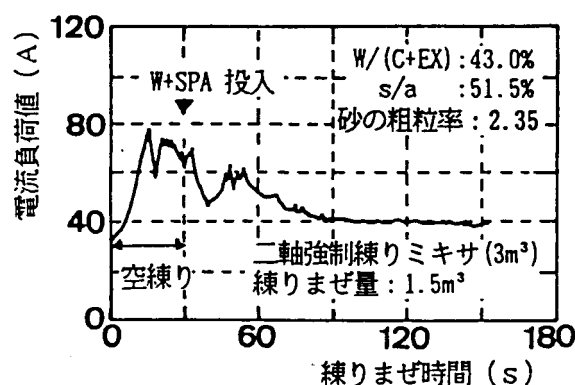


図-3.35 ミキサ電流負荷値の経時変化^{2), 29), 30)}

流負荷値は徐々に低下し、練混ぜ開始から 90～100 秒以降ではほぼ一定となる。このことから、安全を見て、練混ぜ時間を 120 秒に設定した。

3.3.2 材料の品質、配合の管理方法

高流動コンクリートは、締固めが必要なコンクリートと異なり、フレッシュコンクリートに高い充填性（流動性、材料分離抵抗性）が要求されるため、材料の品質や配合が変動した場合の品質変動の影響を事前に把握し、管理範囲を定めて品質管理を行う必要がある。また、材料の品質や配合が変動した場合の対処方法を事前に把握しておく必要がある。主たる変動としては、練混ぜ水量と細骨材の粒度が考えられる。練混ぜ水量の変動の主要因は細骨材の表面水率のバラツキおよび変動である。また、細骨材として用いる海砂は、採取場所の違い等によって粒度が大きく変動する。

そこで、逆打ち用高流動コンクリートの製造管理方法を策定するために、材料の品質、配合が変動した場合の影響を研究した。

配合中の水量あるいは高性能AE減水剤の添加量を変動させた場合、コンクリートの流動特性は図-3.36 に示すような影響を受ける。この中で高性能AE減水剤の添加量を変化させると、スランプフローは増減するが○ロート流下時間³¹⁾はほぼ一定の値を示している。これに対して、水量を変化させた場合には、スランプフローとともに○ロート流下時間も変動しており、高性能AE減水剤の添加量は変形性に影響を与え、水量の変動はコンクリートの粘性と変形性の両方に影響を与える。これより、所定の流動特性（スランプフロー、○ロート流下時間）を確保するには、水量の変動の主たる要因である細骨材の表面水率のバラツキを±0.5%程度の範囲に制御することが必要であることがわかる。

高性能AE減水剤の量が○ロート流下時間にほとんど影響を与えないという特徴は、製造中に○ロート流下時間あるいはスランプフローをコントロールする上で、非常に重要な特徴である。もし、水量と高性能AE減水剤量が両者とも○ロート流下時間とスランプフローに影響を与えるならば、最適な流動性、分離抵抗性すなわち変形性と粘性の組合せを実現するためには、水量と高性能AE減水剤量の両方を変化させる必要があり、製造中の調整が困難となる。しかし、高性能AE減水剤の量が、○ロート流下時間にほとんど影響を与えないという条件下では、○ロート流下時間は水量で調整し、その後高性能AE減水剤でスランプフローを調整すればよいことになり、容易に適度な変形性と粘性を両立させる調整が可能と

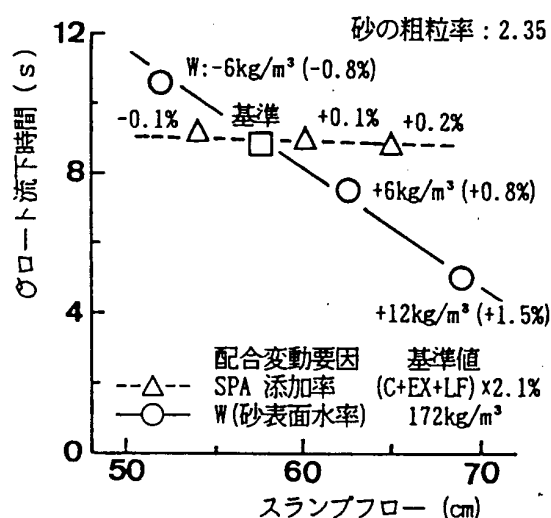


図-3.36 配合変動が流動特性に及ぼす影響^{2), 29), 30)}

なる。このことは、大内ら³²⁾もモルタルの配合設計法に関して同様のことを述べている。

次に、細骨材として用いる海砂の粒度変動の影響を検討した。海砂の粗粒率の変動に対して、所定の流動特性となるよう配合を調整した結果を図-3.37に示す。高性能 AE 減水剤の添加量はほぼ一定であるのに対して、単位水量は粗粒率が小さくなるほど増加する結果となっており、骨材の粒度の変動に対して単位水量を適切に調整する必要があることがわかる。

また、水結合材比と圧縮強度の関係は図-3.38に示すように、高性能 AE 減水剤を変化させた場合よりも水量の変化に伴う強度の変動が大きく、強度の発現特性は、通常のコンクリートと同様に結合材水比との相関が認められるため、逆打ち用高流動コンクリートの製造時には、プラントでの骨材の表面水率管理が極めて重要であることが確認された。

以上の結果から、高流動コンクリートの製造にあたっては、細骨材に関して、事前に粒度を確認して必要に応じて配合の調整を行うとともに、表面水率の変動を $\pm 0.5\%$ 以下となるよう管理することとした。

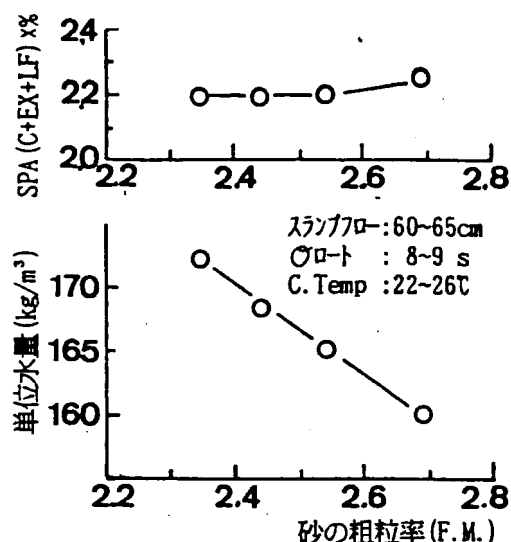


図-3.37 砂の粒度変動に対する配合調整結果^{2), 18), 30)}

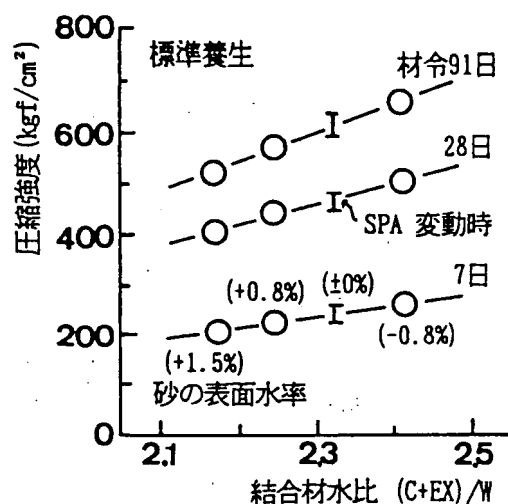


図-3.38 結合材水比と圧縮強度の関係^{29), 30)}

3. 4 施工管理

次に、実施工に先立って、施工方法の確立と品質管理方法の検証を目的に、コンクリートの品質管理方法、受入れたコンクリートの品質変動、流動勾配および型枠に作用するコンクリートの側圧、硬化コンクリートの品質を把握するために、配管用カルバートの壁部を利用して、逆打ち用を含めた高流動コンクリートを6回、計300m³の実験施工を行った。配管用カルバートは、図-3.39に示すような部材断面が薄く、配筋が比較的密な構造物である。

3.4.1 フレッシュコンクリートの品質管理結果

受入れたコンクリートに締固め不要にならないものが1バッチでもあると、構造物の品質を損なう可能性がある。そこで現場における品質管理として、受入時に流動性や空気量などの検査に加えて、納品書に添付させた自動計量印字記録により、練混ぜ各バッチの材料の計量値を確認し、更に、ポンプ車

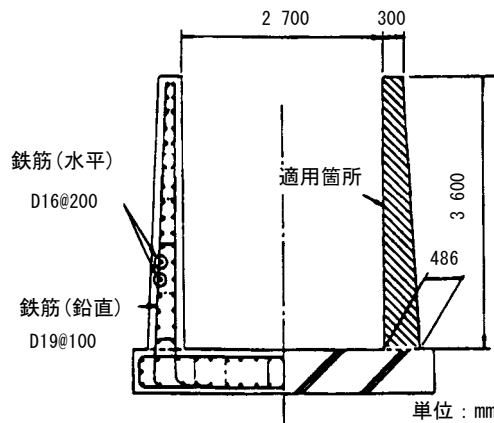


図-3.39 カルバート構造物の断面図²⁾、19)、30)

のコンクリート投入口にあきが50mmの鉄筋メッシュを設置し、打設する全量の充填性を確認することとした。

現場荷卸し時とプラント出荷時のスランプフローと空気量の測定結果の一例を図-3.40、図-3.41に示す。OロートとVロートの流下時間の測定結果を図-3.42に示す。

フレッシュコンクリートの品質管理結果のまとめを表-3.13に示す。プラントでの製造時に予め各材料の品質、特に細骨材の粗粒率を確認して配合調整し、細骨材の表面水率の変動を0.3%以内に管理した結果、品質は、すべて所定の範囲内で安定し、試験打設した6回のいずれの場合も、鉄筋メッシュを閉塞することなく通過した。

以上の結果から、3.2で述べた方法により、安定した品質で逆打ち用高流動コンクリートを製造・品質管理できることが確認できた。

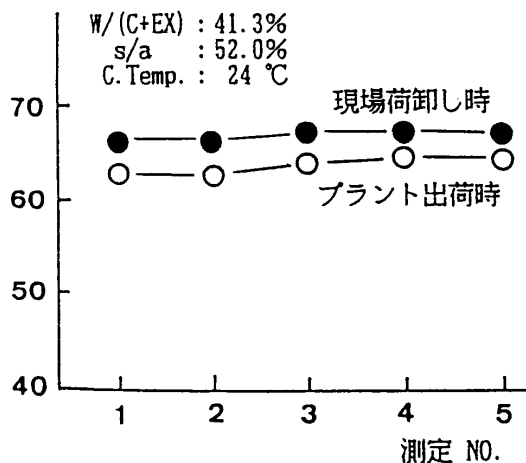


図-3.40 スランプフローの測定結果²⁰⁾

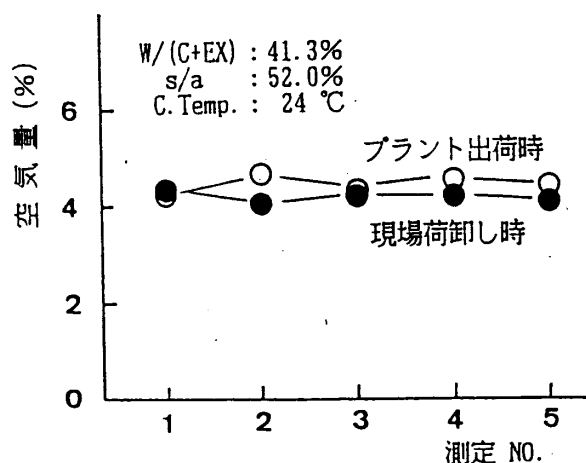


図-3.41 空気量の測定結果²⁰⁾

3.4.2 圧送性

高流動コンクリートをポンプにより圧送する場合、通常のコンクリートでは加圧分離した水が管壁に潤滑層を形成し、配管内の流れは滑りを伴う塑性流れと見なせる。表-3.12に示した逆打ち用高流動コンクリートと防液堤一般部用コンクリート(図中：普通)を用いた加圧ブリーディング試験の結果を図-3.43に示す。

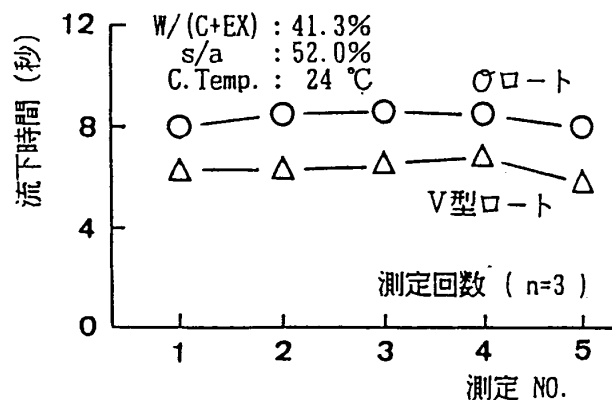


図-3.42 O、V ロート流下試験結果²⁰⁾

表-3.13 高流動コンクリートの品質管理試験結果 (n:5) ^{2), 19), 30)}

項目	平均	最大	最小	標準偏差
スランプ	64	65	63	0.89
フロー(cm)	66	67	65	0.74
O ロート	—	—	—	—
流下時間(秒)	8.4	8.6	8.0	0.25
空気量	4.4	4.7	4.2	0.17
(%)	4.1	4.3	4.0	0.11

*上段：出荷時、下段：現場荷卸し時

高流動コンクリートは、一般的にポンプ圧送性が良いと判断される 2 本の標準曲線の範囲より加圧脱水量が少なく、粘性流体としての性質が顕著となる。そのため高所への圧送のように圧力が高くなる場合には、管内圧力損失が通常のコンクリート以上に大きくなると考えられる。

フレキシブルホース(径5インチ)でブーム打ちした試験打設では、管長が短いために圧送抵抗が小さく、吐出量は最大 70m³/hr 程度まで圧送可能であった。

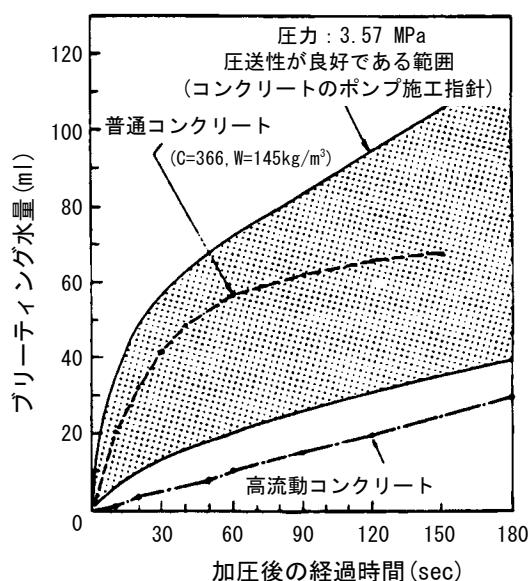


図-3.43 加圧ブリーディング試験結果²⁾

表-3.14 施工実験 1, 2 の打設条件および品質管理結果

		施工実験 1 (1992. 7. 15)	施工実験 2 (1992. 7. 29)
打設数量		31.5m ³	31.5m ³
フレッシュコンクリートの品質 (現場荷卸し時)	スランプフロー	62～68cm	65～70cm
	○ロート流下時間	8.3～9.2 秒	8.7～11.0 秒
	空気量	3.0～4.5%	2.3～3.0%
	コンクリート温度	29.0℃	34.0～35.0℃
	細骨材の粗粒率	2.40	2.76
打上がり速度		約 3m/hr	約 2.8m/hr
流動勾配		約 1/18	約 1/30

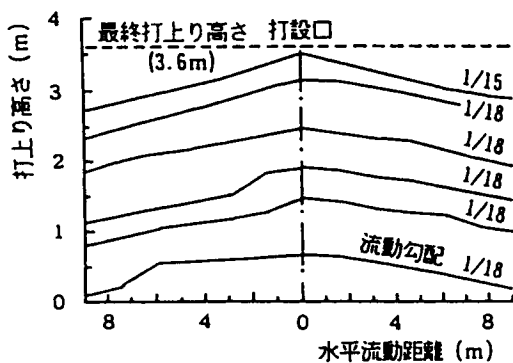
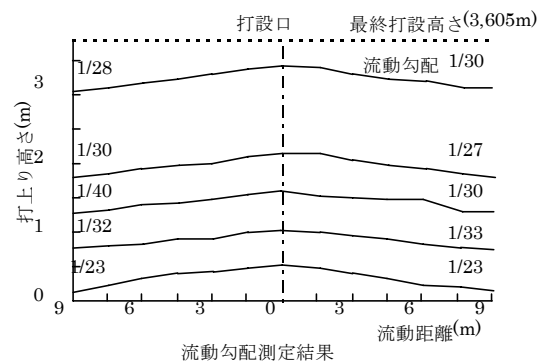
3.4.3 流動距離の影響

(1) 流動勾配

高流動コンクリートの流動距離の影響、型枠に作用する側圧を確認するために図-3.39 のカルバートで施工実験 1, 2 を行った。その時の打設条件とコンクリートの品質管理結果を表-3.14 に示す。実験の目的が流動距離の影響を確認するためであることとコンクリート温度 30℃を超える時期での施工となったことから、実験の配合には膨張材とアルミ粉末は用いていない。

幅 18m の壁の中央に投入用ホッパに流し込むと、左右に均等に分かれ、端部まで 1/20～1/30 の勾配で流動した。施工実験 1 の流動勾配の例を図-3.44 に、施工実験 2 の例を図-3.45 に示す。

スランプフローと○ロート流下時間からみれば、施工実験 2 の方が施工実験 1 に比較して、変形性が大きく、材料分離抵抗性に劣るコンクリートであったといえる。流動勾配は、部材の形状や寸法、配筋状態および打込み速度などの様々な影響を受けるが、今回の実験条件では標準的な変形性および分離抵抗性を有する高流動コンクリートで 1/20 程度、それより変形性の大きいコンクリートで 1/30 程度である。

図-3.44 流動勾配 (施工実験 1) ¹⁷⁾図-3.45 流動距離 (施工実験 2) ¹³⁾

(2) 硬化コンクリートの性質

施工実験 2 で打設したカルバートのコンクリートの硬化後にコアを採取して、圧縮強度と単位容積量を測定した。コアを採取した位置は図-3.46 に示すように投入口から 3、6、8.35m で、投入口直下では、深さ方向に 9 ヶ所測定した。材齢 28 日での流動距離と単位容積重量比と圧縮強度比（ともにコアの測定結果と標準養生供試体の値との比）を図-3.47 に示す。

圧縮強度は、流動距離が長くなるにつれて線形的に低下する傾向が認められるが、流動距離 8m 程度

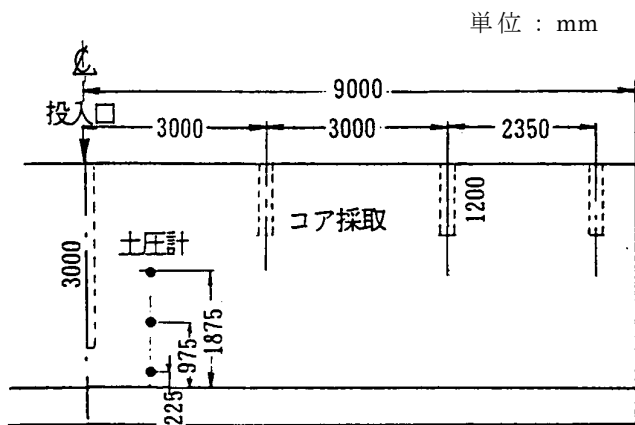


図-3.46 コア採取位置および側圧測定位置²⁰⁾

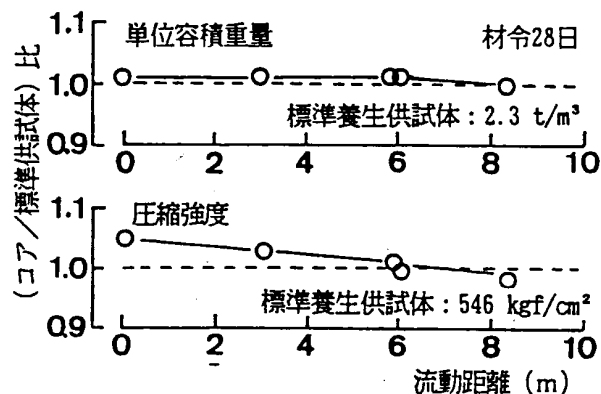


図-3.47 流動距離と圧縮強度、単位体積重量^{2), 19), 30)}

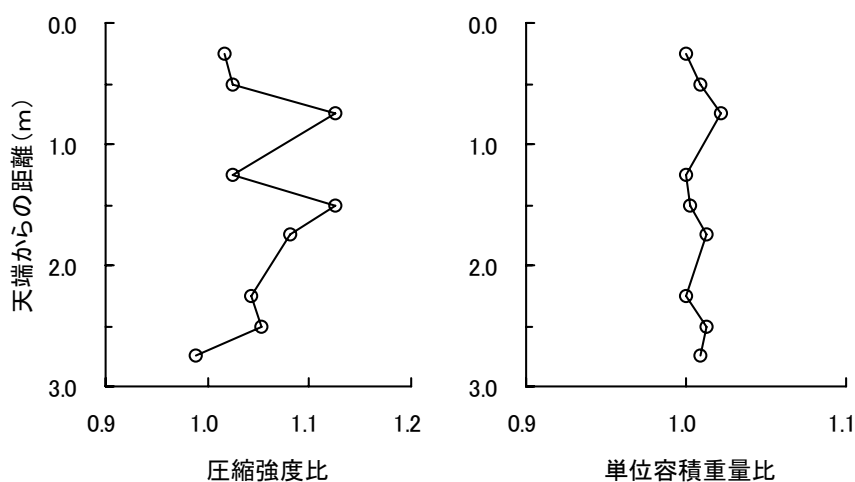


図-3.48 天端からの距離と圧縮強度、単位体積重量¹³⁾

までは、標準養生した供試体とほぼ同等の品質を有することが確認された。

一方、単位体積重量は、流動距離 6m まではほとんど変化が無く、8m で若干低下する傾向が見られるが、この程度の距離までは、標準養生した供試体とほぼ同等の品質を有することが確認された。

材齢 28 日での投入口直下での天端からの距離と単位容積重量比と圧縮強度比を図-3.48 に示す。流動距離の結果に比べて、圧縮強度のバラツキはやや大きく深さ方向による傾向も見られないが、標準養生した供試体とほぼ同等以上の圧縮強度を示している。単位容積重量比では、深さ方向の変動はほとんど無い。また、圧縮強度比と単位容積重量比は相関が見られるが、強度面の影響から比べると単位容積重量は鋭敏でないことがわかる。

以上のことから、3m 程度の落下では、材料分離や空気の巻き込み等による品質の影響が顕著でないことが確認された。

3.4.4 型枠に作用する側圧

(1) 暑中施工の場合

高流動コンクリートは、流動性に優れているため型枠に作用するコンクリート圧が液圧となる可能性がある。また、通常のコンクリートより凝結時間が長いこと打込み終了後も長い時間にわたって側圧が作用する可能性がある³³⁾。また、型枠に作用する側圧を確認することは、型枠支保工の簡略化などのコ

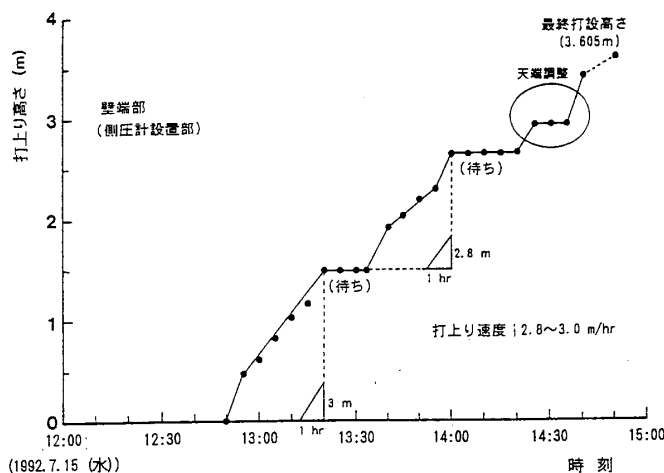


図-3.49 打上がり高さの経時変化¹³⁾

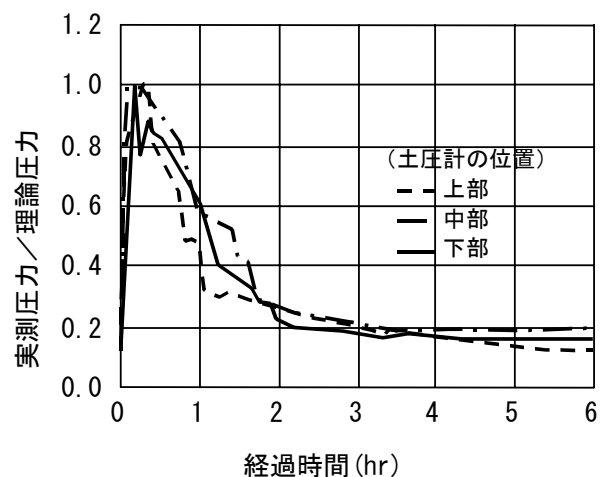


図-3.50 型枠に作用するコンクリート圧の経時変化¹³⁾

スト面と安全面の両面から重要である。

そこで、打設時に型枠に作用する側圧の測定を施工実験 1 にあわせて行った。側圧の測定位置は図-3.46 に示す位置 (底版からの高さ 22.5, 97.5, 187.5cm) で 3 台の土圧計を使用した。

打上がり高さの経時変化を図-3.49 に示す。打上がり速度は、高さ 1.5m までが約 3m/hr で、2.7m までが約 2.8m/hr であった。3 台の土圧計の実測圧力と液圧が作用すると仮定した理論圧力の比の経時変化を図-3.50 に示す。なお、コンクリートが各土圧計に接触した時間を 0 とした。

打上がり速度にも影響されるが、コンクリート接触後すぐ液圧が作用し、その後 10~20 分で側圧は減少し、1 時間で液圧の 50~60% となり、2 時間後には約 20% で一定になることがわかる。打設高さ 1.5m 時点と 2.7m 時点での側圧の分布と練り上がりからの時間を図-3.51 に示す。練り上がり 60 分以内はほぼ液圧に近い状態で、70 分で液圧の 70~80% 程度、90 分で約 60%、120 分で約 40% となっている。また、スランプフローの経時変化を図-3.52 に示す。側圧はコンクリートの流動性と相関があり、所定のスランプフローが確保される間はほぼ液圧に近い圧力が作用する一方、時間の経過により流動性が低下するに従って側圧も減少することがわかる。

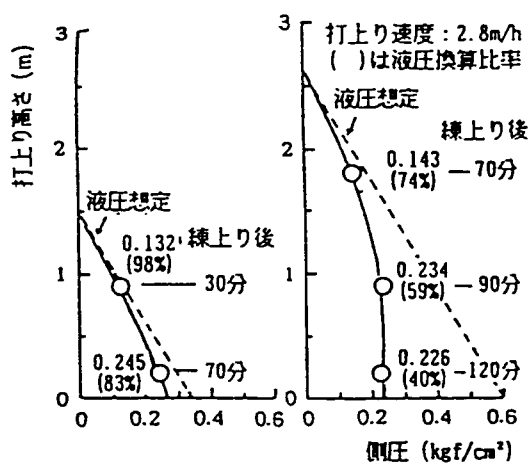


図-3.51 型枠に作用する側圧¹⁷⁾

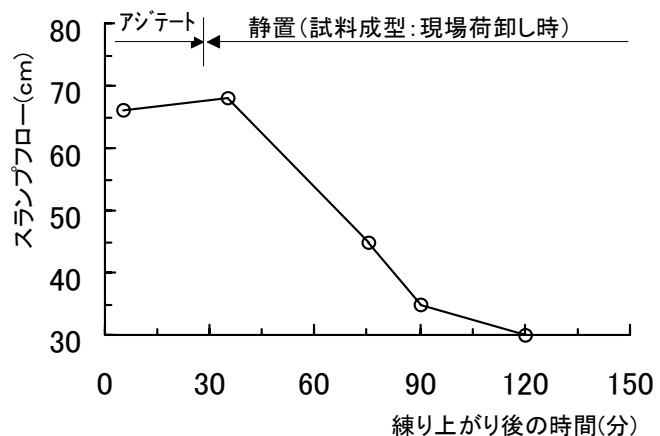


図-3.52 スランプフローの経時変化¹³⁾

(2) コンクリート温度、打上り速度の影響

暑中の打設でコンクリート温度が 29℃、壁の打上り速度が 3m/hr の場合には、側圧はさほど大きな値にならなかったが、側圧は流動性保持時間と打上り速度との相関が高いと考えられるため、コンクリート温度が低く流動性の保持時間が長い場合や打上り速度が速い場合は、より大きな側圧が作用する可能性があると考えられる。実際の工事用仮設開口部の閉塞は 12 月であるため、冬季を想定してコンクリート温度が 20℃の時期に、打上り速度が 8m/hr の条件で施工実験 3 を行い側圧を測定した。

図-3.53 に高さ 3.6m の打上り終了時の暑中の施工実験 1 と施工実験 3 の側圧の測定結果を示した。施工実験 3 の場合には、打上り高さに比例して側圧が増大し、液圧に相当する圧力が測定された。型枠に作用する側圧は、コンクリートの温度(凝結特性、加水後の積算温度)や打上り速度の影響を受けるため、打設条件に応じて場合によっては、液圧で作用するものとして型枠や支保工の構造検討を行う必要がある。

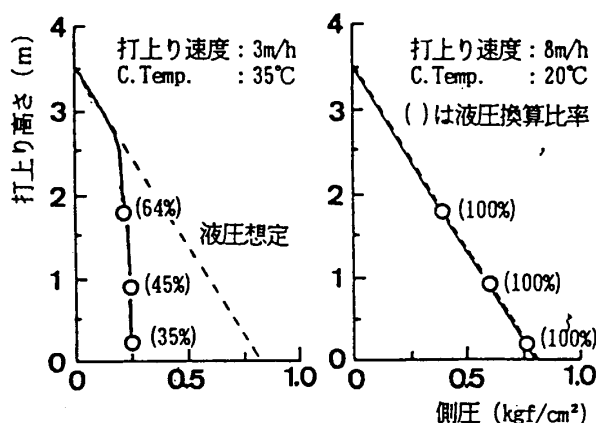


図-3.53 コンクリート温度、打上り速度と側圧^{2), 19), 30)}

3.4.5 まとめ

施工実験を通して得られた結論は以下の通りである。

1) フレッシュコンクリートの品質管理

プラントでの製造時に予め各材料の品質を確認し、細骨材の表面水率の変動を 0.3%以内に管理した場合、3.2 で述べた方法により、安定した品質で逆打ち用高流動コンクリートを製造・品質管理できることが確認できた。

2) 圧送性

高流動コンクリートは加圧脱水量が少なく、粘性流体としての性質が顕著となるため高所へ圧送する場合には、管内圧力損失が通常のコンクリート以上になると考えられるが、今回の試験打設では、管長が短いために圧送抵抗が小さく、最大 70m³/hr 程度まで圧送可能であった。

さらに高所に打設する場合には、圧送性の検討が重要となる。

3) 流動距離の影響

流動勾配は、部材の形状や寸法、配筋状態および打込み速度などの影響を受けるが、今回の実験条件では標準的な変形性および分離抵抗性を有する高流動コンクリートで 1/20 程度、それより変形性の大きいコンクリートで 1/30 程度である。

圧縮強度は、流動距離が長くなるにつれて線形的に低下する傾向が認められるが、流動距離 8m 程度までは、標準養生した供試体とほぼ同等の品質を有することが確認された。単位体積重量は、流動距離 6m まではほとんど変化が無く、8m で若干低下する傾向が見られるが、この程度の距離までは、標準養生した供試体とほぼ同等の品質を有することが確認された。

4) 型枠に作用する側圧

暑中の打設でコンクリート温度が 29℃、壁の打上がり速度が 3m/hr の場合は、練り上がり 60 分以内はほぼ液圧に近い状態で、それ以降側圧が小さくなる傾向を示した。コンクリート温度が 20℃で打上がり速度が 8m/hr の条件では、打上がり高さに比例して側圧が増大し、液圧に相当する圧力が測定された。型枠に作用する側圧は、コンクリートの温度(凝結特性、加水後の積算温度)や打上がり速度の影響を受けるため、打設条件に応じて場合によっては、液圧で作用するものとして型枠や支保工の構造検討を行う必要がある。

5) その他

ブリーディングがほとんど発生しないため、コテ仕上げを行った後、天端面をビニールシートで覆ってプラスチックひび割れの発生を防止する必要がある。また、脱枠後、コンクリートの充填状況を調べた結果、充填不良は見られなかった。傾斜壁面には気泡が分散して生じ、投入口周辺には数 mm 程度の気泡が点在し、打込みを一時中断した箇所の打ち足し下面部には細かい気泡が集まる状況が観察された。

3. 5 仮設開口部の打設計画と施工結果

3.5.1 開口部の閉塞計画

3.3 と 3.4 での検討結果に基づき、開口部の閉塞方法を図-3.54 のように定めた。

(1) 流動距離

流動距離を 8m 程度に押さえるため、投入は開口部上縁の中央部とし、そこから両側に流動させることとした。大開口部は幅 14.5m であるから流動距離は 7.25m となる。

(2) 流動勾配

流動勾配が 1/20～1/30 の場合、中央部と両端部の打設高さの差は 24～36cm となるため、中央部に投入口、両端に排出口を設け、いずれも 1m の余盛りができる構造とした。

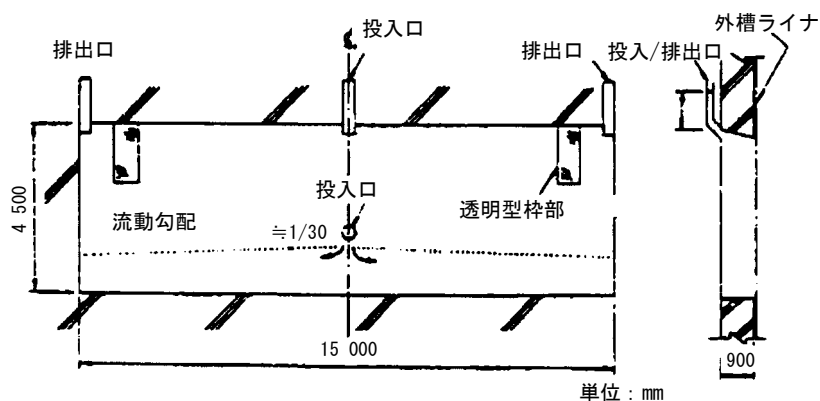


図-3.54 開口部の閉塞方法^{2), 19), 29), 30)}

(3) 落下高さ

竹田ら³⁴⁾によれば、高流動コンクリートは 8mの高さから自由落下させても材料が分離することなく打設できるとされているが、今回は逆打ち施工であり、落下による空気の巻き込みが逆打ち継ぎ目に影響を与えると考えられたため、開口部上縁（高さが 4.5m）に加え、開口部の下縁より 1.5mの高さにも投入口を設けた。

(4) 側圧

コンクリートの製造能力は $1.5\text{m}^3/2\text{分}=45\text{m}^3/\text{hr}$ であるため、材料の投入時間などを加味して、打設速度は $30\text{m}^3/\text{hr}$ と設定した。これにより打上がり速度は $30/(14.5 \times 0.9)=2.3\text{m/hr}$ となり、施工実験 1 よりも小さくなるが、施工が冬季であることから側圧が液圧で作用するとして型枠、支保工を設計した。なお、充填状況を確認するため、型枠の一部を透明アクリル樹脂製とした。

3.5.2 逆打ちモデル供試体による実証実験

3.3、3.4 では、実ミキサでの試験練り、カルバート等による各種実験により、開口部閉塞用のコンクリートの製造、品質管理、施工上の問題点は全て洗い出したと考えられる。しかし、実施工での課題の一つである逆打ち継ぎ目の一体性の確認だけはできなかったため、3.4 までの結果から得られた配合や 3.5.1 に示した閉塞方法の妥当性、すなわち、逆打ち継ぎ目の一体性を確認するために、逆打ちの実証試験を行った^{2), 19), 30)}。

(1) 実験方法

工事用開口部と壁厚、鉄筋とシース管の配置寸法を同じにした図-3.55 に示す逆打ちモデル供試体を 2 体作製し、1 体は逆打ち用高流動コンクリート配合（膨張材を混和）、他の 1 体は膨張材を混和しな

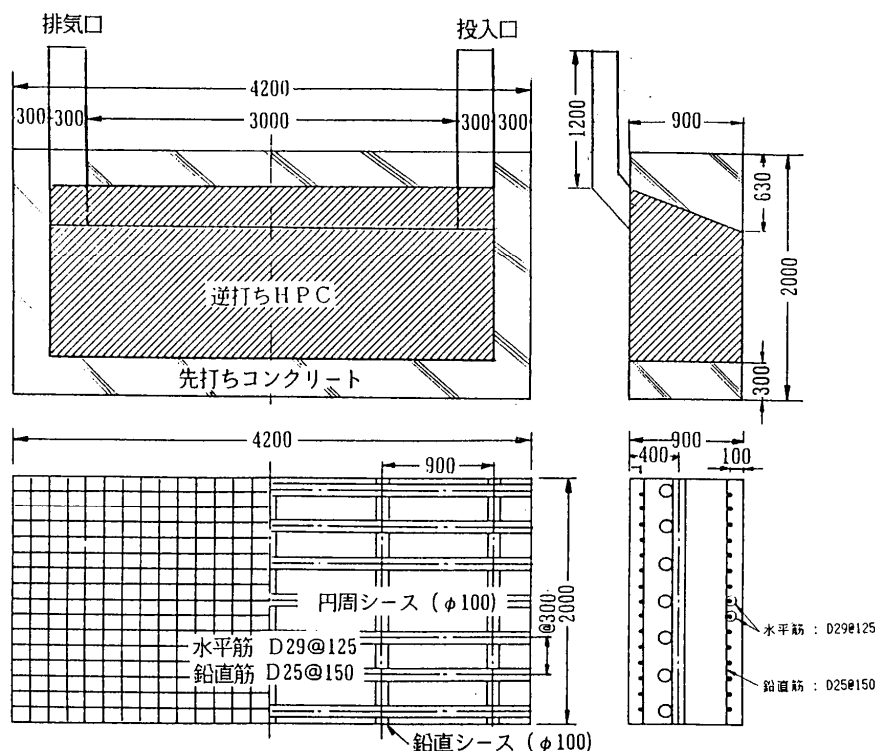


図-3.55 逆打ちモデル供試体の構造および鉄筋・シース管の配置²⁰⁾

い高流動コンクリート配合とし、締固めを一切行わずに打込み、充填状況の目視確認と硬化後にコアを採取し、逆打ち継ぎ目の一体性の調査を行った。

投入口は、開口部の一端 1 ヶ所で排出口は他端 1 ヶ所とした。流動距離は約 3m である。打込み速度は約 $30\text{m}^3/\text{hr}$ の連続打設とし、バケットにより投入した。充填終了後に投入口および排出口のシャフト内に余盛り約 1m を行い、その後シャフトの付け根部を仕切り板で締め切った。

(2) 実験結果

脱枠後の観察から、充填不良はまったく認められず、良好に充填できていることが確認された。

逆打ち継ぎ目に沿った方向と鉛直方向にボーリングコアを採取した結果、逆打ち用配合を打設したモデルでは、逆打ち継ぎ目に沿ったコアは新・旧コンクリートが付着して一体化していた。また、鉛直方向のコアも新・旧コンクリートが一体の状態では採取できた（図-3.56、写真-3.1）。

一方で、膨張材を混和しない配合で打設したモデルにおいても、逆打ち継ぎ目に沿ったコアは新・旧コンクリートが一体化した状態で採取できたが、鉛直方向のコアは採取するためにクサビを打込んだ際の曲げ応力によって打継ぎ面の付着が切れ、一体化したコアは採取できなかった。このことから膨張材を混和しない配合では一体性が保たれないことも確認できた。

以上の実証実験の結果から、今回の配合、施工方法によって、実施工においても打ち継ぎ部の一体性が確保できると判断した。

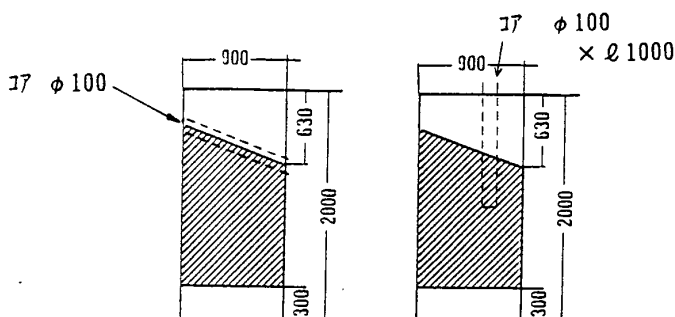


図-3.56 コアの採取位置²⁰⁾

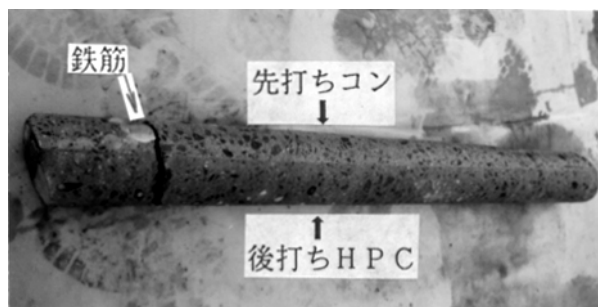


写真-3.1 逆打ち継ぎ目の写真²⁰⁾

3.5.3 開口部閉塞の施工結果

(1) 打設概要

1) 打設方法

打設日時は 1992 年 12 月 24 日 14:30~18:00 で、打設量は大開口部 ($b14.5 \times h4.5 \times t0.9 = 60\text{m}^3$) 小開口部 ($b6.0 \times h3.7 \times t0.9 = 20\text{m}^3$) の計 80m^3 である。製造・運搬については、市中のレディミクストコンクリート工場にて製造し、アジテータ車により現場まで所要時間約 30 分で運搬する。打設時は、ポンプ車の投入口に設けた鉄筋メッシュにより、全量受入れ検査を行う。コンクリートはポンプ車（ピストン式）により、フレキシブルホース（5 インチ）で所定の投入口まで圧送し、約 $30\text{m}^3/\text{hr}$ で連続打込みを行う。投入・排出口の余盛り部までコンクリートを充填した後、投入・排出口の付け根部を仕切り板にて締め切る。打設中および打設後は、クレーンパイプによるポストクレーンにてひび割れ制御を実施する。その後、型枠を存置した状態で約 2 週間養生する。

2) 材料・配合、製造方法

配合条件、使用材料、配合を表-3.15、表-3.16、表-3.17 に示す。製造方法は図-3.57 に示す。

表-3.15 配合条件^{2), 18), 19), 29), 30)}

粗骨材最大寸法	: 20mm
設計基準強度	: 40N/mm ² (材齢 91 日)
スランプフロー	: 65±5cm (現場荷卸し時)
空気量	: 4.5±1.0% (現場荷卸し時)
0 ロート流下時間	: 8~12 秒 (現場荷卸し時)
ブリーディング率	: 0 (目標値)
自由膨張率	: 1~1.5% (目標値)

表-3.16 使用材料^{2), 18), 19), 29), 30)}

材料名 (記号)	使用材料 (仕様)
セメント (C)	低発熱型高炉セメント B 種 (LS32S43-65/35) (比重:3.10、比表面積:約 3,550cm ² /g)
石灰石微粉末 (LF)	カルタック (比重:2.71、比表面積:約 5,400cm ² /g)
細骨材 (S)	海砂 (比重:2.55、F.M:2.55)
粗骨材 (G)	砕石 2005 (比重:2.63、実積率:約 59%)
膨張材 (EX)	CSA-100R (水和熱抑制型)
A1 粉末 (A1)	セルメック (反応速度改良型)
高性能 AE 減水剤 (SPA)	SP-8S (A) (ポリカルボン酸系改良品)
補助 AE 剤 (AE)	AE-775S

表-3.17 配合^{2), 18), 19), 29), 30)}

配合パラメータ			単位容積 (l/m ³)						
α	β	w/p	w+p	w	p(C+EX+LF)	s	g	air	
0.50	0.74	0.94	340	165	175 (129+75)	320	295	45	

w/p (%)	s/a (%)	単位容積 (kg/m ³)							
		W	C	EX	LF	S	G	A1	SPA
31.5	52.0	165	370	30	125	816	776	35g	9.0

製造方法 ミキサの形式：パグミル型二軸強制練り（公称容量 3.0m³）
練りまぜ方法：1.50 m³/バッチ × 3バッチ = 4.5 m³ (777-タ車 1 台)
C, EX, LF, A1, S, G ⇒ 30 秒 (空練り)
W, SPA ⇒ 90 秒

計 120 秒

* A 1 粉末の投入方法：骨材とともに水溶性紙に包んで投入

図-3.57 製造方法²⁰⁾

(2) 打設結果

コンクリートは、約 1/30 の勾配で流動しながら、投入口から排出口に向って順次充填されていく状況が観察された。充填が終了した後、投入・排出口に約 1m の余盛りをして打設を終了した。

以下に打設結果を示す。

1) フレッシュコンクリートの品質

フレッシュコンクリートの品質管理試験結果を図-3.58 に示す。現場のスランプフローに関して

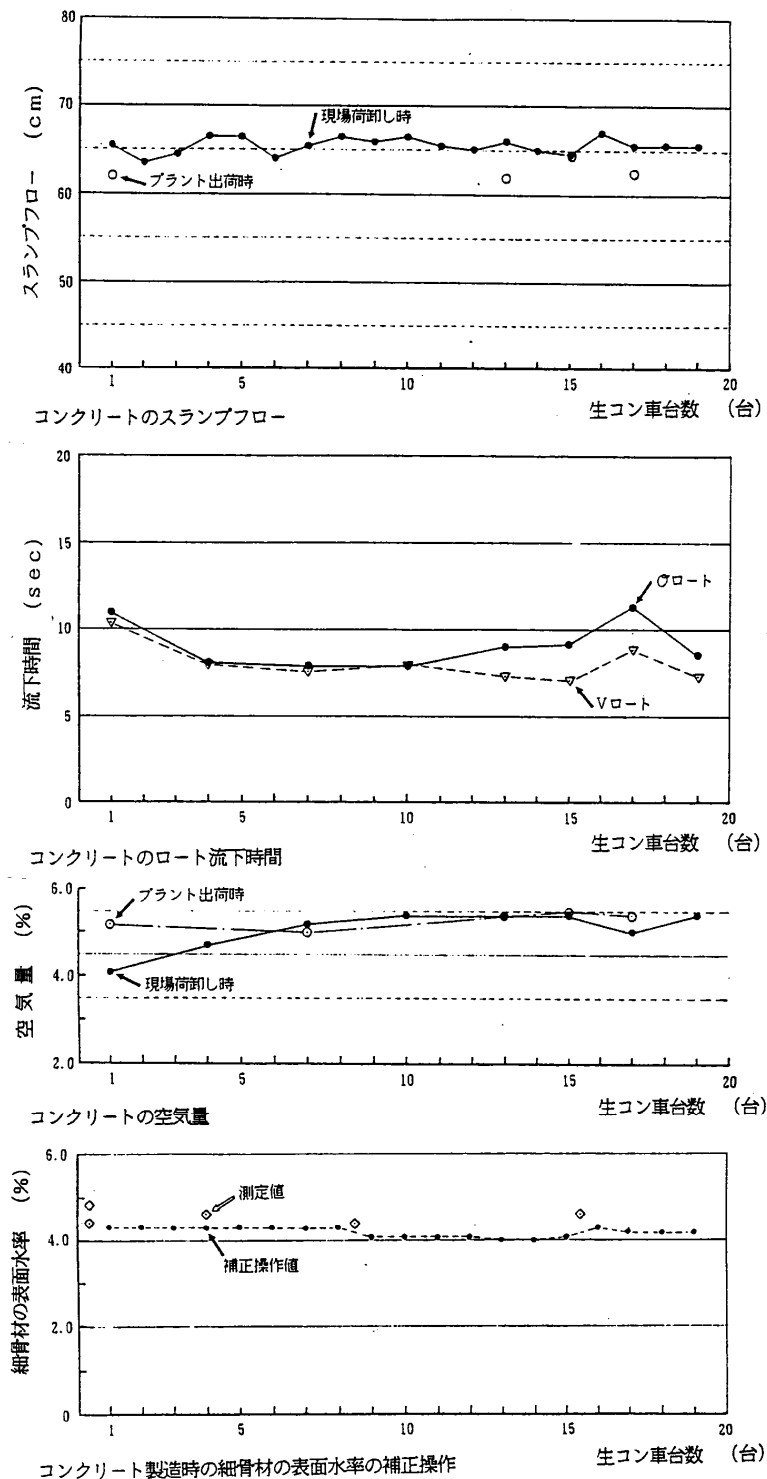


図-3.58 フレッシュコンクリートの品質管理結果^{2), 20)}

は、今後の参考とするためアジテータ車 34 台の全てを検査した。○ロート流下時間、空気量に関しては 8 台を検査した。スランプフローに関しては、平均 65cm 程度で変動が少なく、全て配合条件の範囲内に収まった。また、工場出荷時に対してスランプフローが 0~5cm 程度伸びているが、これはコンクリート温度が低く、工場出荷後もスランプフローが伸びていることを示している。○ロート流下時間に関しても、全て配合条件の範囲内に収まったが、ほとんどが 10 秒以下で若干粘性の低いコンクリートとなったことが伺える。空気量に関しては、1 台目は工場出荷時に比べて、現場荷卸し時の空気量のロスが 1 % 程度であったが、次第にロスはなくなりほぼ一定の値を示していることがわかる。これにより、空気量の低下の問題が、配合や高性能 AE 減水剤の種類による対応で解決されたことが確認できた。

コンクリート製造時の細骨材の表面水率の補正操作量は約 0.3%に管理することができた。

2) アルミ粉末による膨張性能

アルミ粉末による膨張性能に関しては工場出荷時に 5 台から供試体を取り、自由膨張試験を実施した結果、図-3.59 に示すように当初目標通りの 1.0~1.5%の膨張を付与することができた。

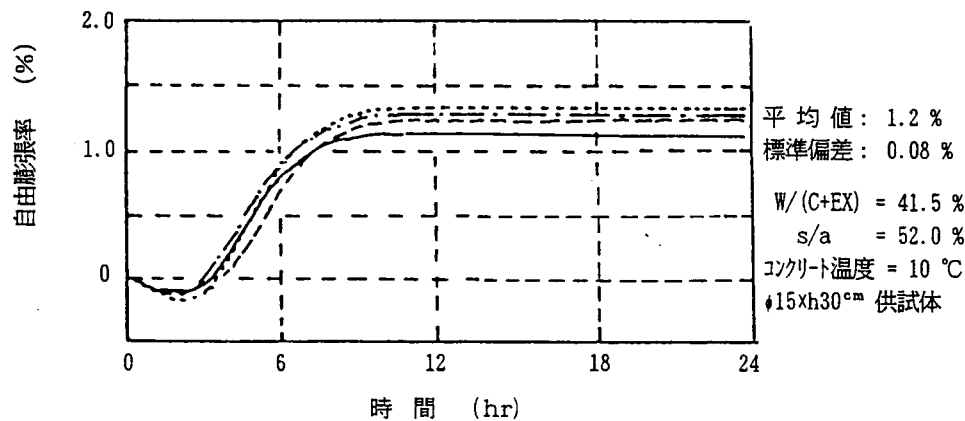


図-3.59 自由膨張率の経時変化^{2), 19), 29), 30)}

3) 強度発現

各材齢による圧縮強度は図-3.60 に示したとおり順調に発現した。

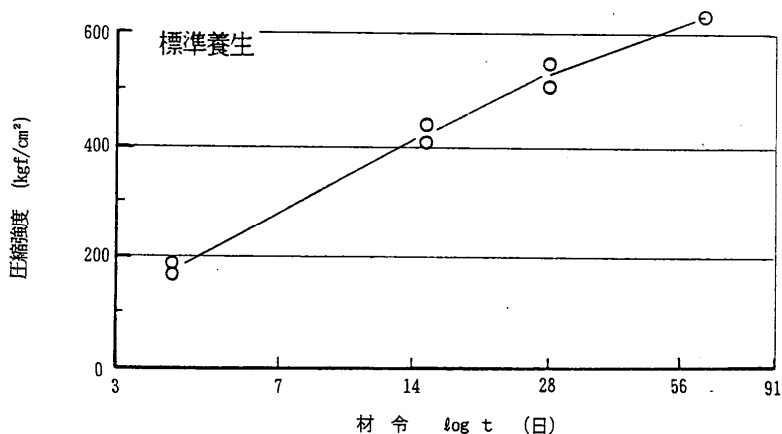


図-3.60 圧縮強度試験結果²⁰⁾

(3) 温度ひび割れ制御結果

開口部の断面は90cmと比較的マッシブでかつ4辺が既設部に拘束され外部拘束度が高いことから、材料・配合面での温度上昇量の低減と膨張材による収縮対策を講じて温度ひび割れの発生の可能性が予測された。そこで、施工上の温度ひび割れ対策として、クーリングパイプ（配置間隔：約50cm）によるポストクーリング（冷却媒体：工業用水、水温：8～14℃程度）を実施した。また、寒風や直射日光の影響を低減するために、外型枠をシートで覆う養生を実施した。

その結果を図-3.61に示した。同図には合わせてポストクーリングを実施しない場合のダミー壁の温度履歴も示した。

外部拘束度が高いことに加え、打設当日から材齢5日にかけて外気温が徐々に上昇して拘束体である既設コンクリートが膨張したため、温度降下時の降下温度当たりの引張応力の発生はP C防液堤一般部の約2倍となった。しかしながら、ピーク温度をダミー壁の29℃から21℃へと温度上昇量を8℃カットして、安定温度までの温度降下量を10℃に抑制したことで膨張材のケミカルプレストレスの効果により、発生引張応力を $1\text{N}/\text{mm}^2$ （ $10\text{kgf}/\text{cm}^2$ ）に押さえることができた。この結果、温度ひび割れ指数は3程度以上となり、ひび割れを防止できた。

2週間後に脱枠し、目視観察により、充填が良好で、逆打ち継ぎ目も一体化していることを確認した。

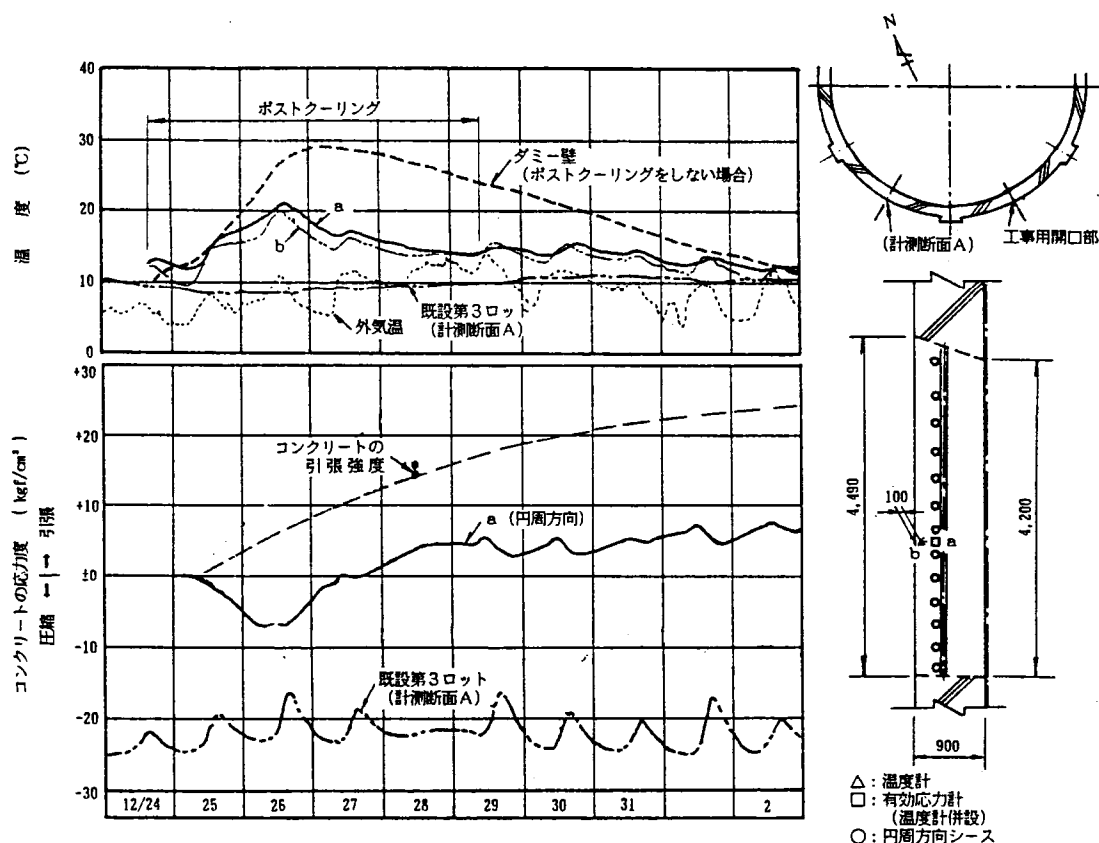


図-3.61 温度ひび割れ制御結果^{19), 30)}

3. 6 第3章のまとめ

第3章では、高強度・高流動コンクリート実用化への第1段階として、工事用仮設開口部への逆打ち用高流動コンクリートの適用の検討を行った。得られた結論は以下の通りである。

(1) 配合実験

- ① 鉄筋が密に配置された状況下では、コンクリートの充填性を確保するためには、鉄筋のあきに対応した配合上の粗骨材量の限界値が存在し、その値は300リットル/m³程度である。
- ② フライアッシュを用いた配合では、ブリーディング率が高く、ナフタリン系の高性能AE減水剤を用いた場合は凝結が遅延し、結果としてブリーディング率が増大する。
- ③ 逆打ち水平打継ぎ目の一体性を確保・向上させるには、極初期の収縮を補償する目的でアルミ粉末の使用が必要である。
- ④ 収縮補償により、打継ぎ目の付着を改善するには、膨張材の併用が望ましい。
- ⑤ 活性持続ポリマーの混合割合を適切に設定した高性能AE減水剤を使用することにより、空気の連行が改善されるため、所定の耐久性指数を確保できる。
- ⑥ 逆打ち用高流動コンクリートの低温圧縮強度、高温履歴後圧縮強度は、既往の試験結果から考えて十分な強度特性を有している。

(2) 製造・品質管理方法

- ① 均質かつ効率的に練り混ぜるためには、最初に骨材と粉体の固体粒子をミキサ内に投入して30秒間空練りし、その後に液体材料である水と高性能AE減水剤、AE補助材を投入する練混ぜ方法が効果的である。練混ぜの判断は、ミキサのトルク電流値を用いることとし、ほぼ一定になった時点を練混ぜ完了の判断とすればよい。
- ② 所定の流動特性(スランプフロー、ロート流下時間)を確保するには、水量の変動の主たる要因である細骨材の表面水率のばらつきを±0.5%程度の範囲に制御することが必要である。

(3) 施工・品質管理

- ① プラントでの製造時に予め各材料の品質を確認し、細骨材の表面水率の変動を0.3%以内に管理した場合、安定した品質で逆打ち用高流動コンクリートを製造・品質管理できる
- ② 高流動コンクリートは加圧脱水量が少なく、粘性液体としての性質が顕著となるため、高所への圧送の場合には、管内圧力損失が従来のコンクリート以上に大きくなるため、圧送性の検討が重要となる。
- ③ 圧縮強度は、流動距離が長くなるにつれて低下するが、流動距離8m程度までは、標準養生した供試体とほぼ同等である。単位体積重量は、流動距離6mまでは変化が無く、8mで低下するが、標準養生した供試体とほぼ同等である。
- ④ 型枠に作用する側圧は、コンクリートの温度(凝結特性、加水後の積算温度)や打上がり速度の影響を受けるため、打設条件に応じて場合によっては、液圧で作用するものとして型枠や支保工の構造検討を行う必要がある。

(4) 仮設開口部打設結果

- ①モデル実験によって、本章で検討した配合、製造、施工を実施すること逆打ち継ぎ目の一体性が確保できることが確認された。
- ②開口部の打設においては、細骨材の表面水率の補正量は 0.3%程度に管理でき、所定の変形性能、粘性を有するコンクリートを打設できた。また、目標通りの自由膨張率を得られた。
- ③打設時の発生引張応力を 10kgf/cm^2 に押さえる事ができ、ひび割れを防止できた。脱枠後は、目視観察により、充填性が良好で、打ち継ぎ目が一体化していることが確認できた。

【参考文献】

- 1) 北村八朗，西崎丈能，園淳生，鎌田文男：わが国初の 14 万 k l PCLNG タンクの建設，コンクリート工学，Vol. 31, No.4, pp. 42-56, 1993. 4
- 2) 北村八朗，西崎丈能，十河茂幸，鎌田文男，近松竜一：逆打ち用ハイパフォーマンスコンクリートの実用化研究と実構造物への適用，材料，Vol. 43, No. 491, pp. 956-962, 1994. 8
- 3) 入矢桂史郎，北村八朗，岡井大八，鎌田文男：PCLNG 貯槽用のコンクリートの材料・配合選定に関する研究，コンクリート工学年次論文報告集，Vol. 14, No. 1, pp. 445-450, 1992. 6
- 4) 北村八朗，西崎丈能，鎌田文男，十河茂幸：逆打ち用ハイパフォーマンスコンクリートに関する基礎的研究，コンクリート工学年次論文報告集，Vol. 14, No.1, pp. 101-106, 1992. 6
- 5) 近松竜一，竹田宣典，平田隆祥，十河茂幸：コンクリートの流下速度試験による打込みやすさの一考察，コンクリート工学年次論文報告集，Vol. 13, No.1, pp. 887-892, 1991
- 6) 小沢一雅，前川宏一，岡村 甫：ハイパフォーマンスコンクリートの開発，コンクリート工学年次論文報告集，Vol. 11, No. 1, pp. 699-704, 1989
- 7) 辻幸和，落合光雄，武知勉：膨張コンクリートが外側に配置された鋼管に対してなす仕事量，セメント技術年報，Vol. 42, pp. 447-450, 1988
- 8) 北村八朗，鎌田文男，近松竜一，十河茂幸：逆打ち用として各種混和材材料を用いたハイパフォーマンスコンクリートの基礎的性質，土木学会第 47 回年次学術講演会講演概要集，第 5 部，pp. 626-627, 1992. 9
- 9) 小林一輔，伊藤利治：膨張セメントの膨張圧に影響を及ぼす諸要因，土木学会論文報告集，Vol. 226, pp. 67-72, 1988
- 10) 近藤連一，中川晃次，磯貝純：セメント硬化体の細孔構造と水和膨張機構に関する考察，窯業協会誌，Vol. 77, pp. 238-248, 1969
- 11) 超流動コンクリート研究委員会報告書(I)，日本コンクリート工学協会，1993. 5
- 12) 三浦律彦，芳賀孝成，中根淳：空気量、気泡分布、細孔分布が高強度コンクリートの耐凍結融解特性に及ぼす影響，コンクリート工学年次論文報告集，12-1, pp. 679-684, 1990
- 13) 大阪ガス(株) 泉北製造所第二工場 16 号 PCLNG タンク建設工事ー逆打ち用 HPC の実用化研究ー(大阪ガス社内資料)

- 14) 田澤栄一, 宮澤伸吾, 佐藤剛: 自己収縮に及ぼすセメントの化学組成の影響, セメントコンクリート論文集, No.47, pp. 528-533, 1993
- 15) 田澤栄一, 宮澤伸吾: セメント系材料の自己収縮に及ぼす結合材および配合の影響, 土木学会論文集, No.502/V-25, pp. 43-52, 1994
- 16) 近松竜一, 竹田宣典, 鎌田文男, 十河茂幸: 結合材の種類がコンクリートの硬化収縮に及ぼす影響, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.15, No.1, 1993, pp. 543-548
- 17) 長谷川拓男, 園淳生, 鎌田文男, 仙名宏, 近松竜一, 十河茂幸, 宇梶賢一: PCLNG タンクの仮設開口部閉塞工事へのニューロクリート工法の適用, (株)大林組 第12回土木施工技術研究発表会概要集, pp. 303-308, 1993. 1
- 18) 西崎丈能, 北村八朗, 鎌田文男, 近松竜一: 逆打ち用ハイパフォーマンスコンクリートの研究, 第37回日本学術会議材料研究連合講演会概要集, pp. 147-148, 1993. 9
- 19) Chikamatu, R., Kitamura, H., Nishizaki, T., Kamada, F., Sogo, S.: Study on practical use of non-shrinkage type High Performance concrete for inversaly casting method, Proceeding of ACI International conference on High Performance Concrete, pp.125-140, 1994. 11
- 20) 泉北製造所第二工場16号タンクPCLNG貯槽建設技術調査報告書, 1994. 1 (大阪ガス社内資料)
- 21) BS 7777 part3: Flat-bottomed, vertical, cylindrical storage tanks for low temperature service, p. 19, 1993
- 22) 平成11年版 コンクリート標準示方書[施工編]-耐久性照査型一, 土木学会, 2000. 1
- 23) 建築工事標準仕様書・同解説5 鉄筋コンクリート工事 (JASS5), 日本建築学会, 1997
- 24) LNG地下式貯槽指針, 日本ガス協会, 1979
- 25) 平成8年制定 コンクリート標準示方書[設計編], 土木学会, 1999. 1
- 26) 例えば、既存建物の耐力診断と対策, 鹿島建設技術研究所
- 27) 小山堯: 耐久性診断事例-火災, コンクリート工学, Vol. 26, No. 7, 1988
- 28) FIP, Recommendation for the Design of Prestressed Concrete Oil Storage Tanks, Appendix B: Design for Earthquake, Fire, Shock load and Differential Settlements, 1978
- 29) 北村八朗, 西崎丈能, 十河茂幸, 鎌田文男, 近松竜一: 逆打ち用ハイパフォーマンスコンクリートによるPCLNGタンク仮設開口部の閉塞, 土木学会関西支部年次学術講演会講演概要集, V-31, 1-4, 1993. 5
- 30) 北村八朗, 西崎丈能, 鎌田文男, 十河茂幸: 逆打ち用ハイパフォーマンスコンクリートの品質管理と施工性に関する検討, コンクリート工学年次論文報告集, Vol. 15, No.1, pp. 183-188, 1993. 6
- 31) 近松竜一, 竹田宣典, 十河茂幸: 超流動コンクリートの流動性と材料分離抵抗性に関する一考案, コンクリート工学年次論文報告集, Vol. 14, No.1, pp. 381-386, 1992. 6
- 32) 大内雅博, 日比野誠, 小澤一雅, 岡村甫: 自己充填コンクリート用モルタルの配合設計法, コンクリート技術シリーズ19, 自己充填コンクリートセミナー論文報告集, 土木学会, pp. 31-38, 1997. 5
- 33) 高流動コンクリート施工指針, 土木学会, pp. 147-148, 1998
- 34) 竹田宣典, 青木茂, 芳賀孝成: 8mの高さから落下させて打設した超流動コンクリートの性質, 土木学会第47回年次学術講演会講演概要集, 第5部門, pp. 540-541, 1992. 9

第4章 高強度・高流動・高耐久コンクリートの開発

第3章では、高強度・高流動コンクリートによる防液堤コンクリート全量への適用に先駆けて、開口部の閉塞用の高流動コンクリートを実用化し、高強度・高流動コンクリート実用化のための材料・配合、製造、施工方法、品質管理手法の確立のための様々な知見が得られた。

本章では、高強度・高流動コンクリートを実用化するために、まず、配合試験に先立って予備検討を実施し、配合上の問題点を明らかにし、配合選定実験を行い、要求性能を満たす材料・配合を選定し、示方配合を定めた。さらに、合理的化を図る目的で、高強度・高流動コンクリートの耐久性に関して検討を実施した。その中で、コンクリート打設後の養生方法、養生期間と細孔構造、強度発現特性、中性化速度、塩分浸透速度の関係および打ち継ぎ処理方法、打ち足し期間と打ち継ぎ部の強度特性と塩分浸透速度の関係に関して研究を行った。また、実構造物を模擬した試験体で塩分浸透の実験を行い、高強度・高流動コンクリートの塩分濃度の分布に関して研究を行った。

4. 1 要求性能

貯槽の形状寸法を図-4.1 および図-4.2 に示す。PC 防液堤は外径 82m、高さ 34m、厚さ 80cm の円筒形の構造物である。防液堤に使用されるコンクリートの要求性能は

- ①高強度（設計基準強度：60N/mm²、管理材齢 91 日）
- ②打ち込み時に締め固めを必要としない自己充填性を有すること。
- ③LNG を貯液する機能（液密性）を有すること（高ひび割れ抵抗性）
- ④長期間にわたる耐久性が確保されること。

である¹⁾。

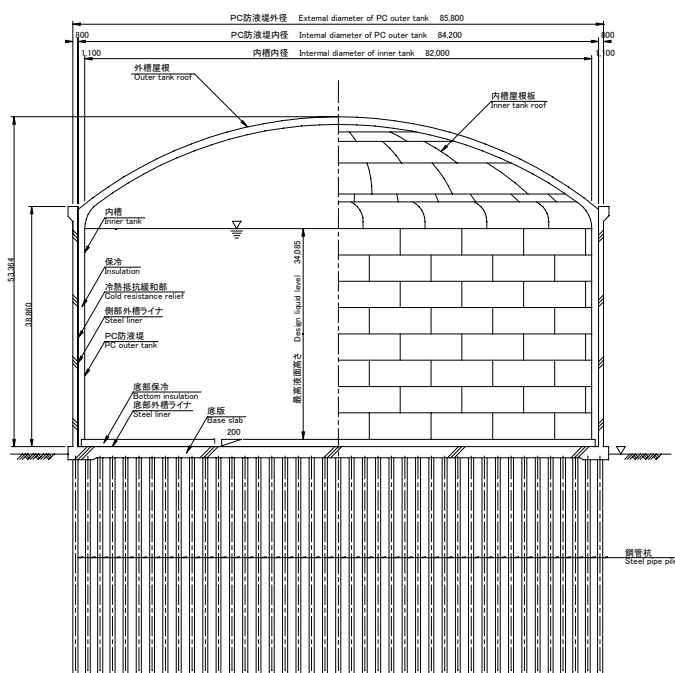


図-4.1 18 万m³PCLNG貯槽の構造図^{1), 2)}

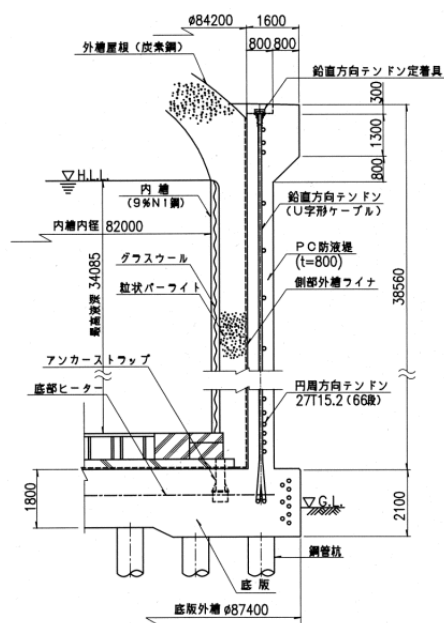


図-4.2 断面詳細図^{1), 2), 3)}

4. 2 予備検討

4.1 で示した要求性能を満たす配合を選定する上で、特に留意しなければならない点は、高強度・高流動コンクリートとするための水粉体比と水結合材比の増加に伴う、自己収縮量、硬化収縮量の増加および膨張材などの混和材の使用の効果の把握すること、水結合材比の増加に伴う断熱温度上昇量の増加による発熱特性と温度ひび割れ特性を把握することである。予備検討では、配合選定に先立って、それらの留意点を把握するために予備検討を行った。

4.2.1 暫定配合

(1) 前提条件

コンクリートに自己充填性を付与するには、一般にトレードオフの関係にある変形性と分離抵抗性(粘性)をバランスさせる必要がある。そのための具体策としては、①増粘剤により適正な材料分離抵抗性を付与し、高性能AE減水剤により高い流動性を付与して、所要の自己充填性を発揮させる方法(増粘剤系)②主に水粉体比の減少(粉体量の増加)により、適正な材料分離抵抗性を付与し、高性能AE減水剤により高い流動性を付与して、所要の自己充填性を発揮させる方法(粉体系)③粉体系に、増粘剤を添加し、フレッシュコンクリートの品質変動を少なくし、コンクリートの品質管理を容易にする方法(併用系)がある^{4), 5)}。

検討する配合は、設計基準強度が 60N/mm^2 の高強度配合であり、強度確保の観点から必然的に配合中のセメント量が増大するため、配合設計方針としては、上記の②の粉体系を採用することとした。また、自己充填性を付与させる粉体に関してはセメント以外に高炉スラグ微粉末やフライアッシュ、シリカフェームなどの各種混合材を併用することも可能であるが、主としてセメント単独で検討を行った。

コンクリートの高強度化に伴う収縮量の増大を補償して、コンクリートにひび割れ抵抗性を付与する目的で、今回の検討では膨張材の使用を前提とした。

(2) 配合仕様

1) 配合条件

配合条件を表-4.1 に示す。

表-4.1 配合条件⁶⁾

設計基準強度	60N/mm^2 (材齢 91 日)
スランプフロー	55cm 以上
○ロート流下時間	8～15 秒
空気量	$4.5 \pm 1.5\%$

① スランプフローおよび○ロート流下時間

逆打ち用高流動コンクリートでは、スランプフローを 60～70cm、○ロート流下時間を 8～12 秒としていたが、今回は、圧送前後や液体窒素冷却前後の品質変動を確認する目的から、充填性に問題無いと考えられるスランプフロー 55cm 以上とした。これに伴い○ロート流下時間も 8～15 秒と高粘性側に修正している。

② 空気量

当該地区では、凍結融解の恐れは基本的にはないが、水セメント比が 30%前後のコンクリート

の耐凍害性を確保するには、一般のコンクリートと同程度の空気量が必要であるという最近の研究から、従来通り、AE コンクリートとして空気量を 4.5%と設定した。

2) 使用材料

使用材料を表-4.2 に示す。

表-4.2 使用材料⁶⁾

項 目	記号	種 類	適合規格
セメント	C	中庸熱ポルトランドセメント	JIS R 5210
混和材	EX	膨張材（デンカ CSA#20）	JIS A 6202
	LF	石灰石微粉末（カルタック）	JIS A 5008
細骨材	S	海砂（粗粒率：2.4～2.7）	JIS A 5308
粗骨材	G	碎石 2005（粗粒率：6.5 以下）	JIS A 5308
混和剤	SPA	高性能 AE 減水剤（SP-8 シリーズ） （ポリカルボン酸系）	JIS A 6204 JASS 5 T403

①セメント

建設中のLNG貯槽を利用して、各種の施工検証試験を実施するという制約から、貯槽工事で使用しているセメントと同じものとした⁷⁾。このセメントは水和熱低減のために調合したセメントで、中庸熱ポルトランドセメントと高ビーライト系の低熱ポルトランドセメントを 1：1 の比率でブレンドし、かつ JIS R 5210 の中庸熱ポルトランドセメントの規格に適合するようにしたものである。

②膨張材

高流動コンクリートは、自己充填性を付与するために粉体量が多く、これを高強度とする場合には、その大半がセメント等の結合材となるため、水和発熱や自己収縮が大きくなる傾向がある。耐久性などの要求性能を確保するために、膨張材を適量混和して収縮を補償することとした。

③その他の混和材

検討の中で、所要強度を確保するための必要セメント量だけでは全粉体量が足りない場合は、増量材として若干の反応性はあるが、ほぼ不活性とみなせる石灰石微粉末の使用を検討する。

④高性能 AE 減水剤

高流動コンクリートの製造に不可欠な高性能 AE 減水剤として、逆打ち用で使用したポリカルボン酸系を使用した。

3) 示方配合

示方配合を表-4.3 に示す。

表-4.3 示方配合⁶⁾

g/glim (%)	w/p (%)	Sc (%)	単位容積（リットル/m ³ ）				
			w	p	s	g	air
54	95～105	46～44	165～180	173	292～277	325	45
W/P (%)	s/a (%)	単位質量（kg/m ³ ）					
		W	P		S	G	SPA
			C	EX			
30～33	47.5～45	165～180	550		745～706	855	調整
			505	45			

※ g/glim：単位粗骨材容積／粗骨材実積率に相当する単位容積

W/P：水結合材（粉体）容積比率

Sc：単位細骨材容積／空気量を除いた単位モルタル容積

4.2.2 試験結果

試験配合を表-4.4に示す。コンクリート配合強度は、設計基準強度と現場における品質管理のバラツキや養生条件等を考慮して定めなければならないが、設計基準強度 60N/mm^2 のコンクリートの製造実績が対象とするレディーミクストコンクリート工場で無く、変動係数が予測できなかったため、建築分野の高強度鉄筋コンクリート造（New RC）が、 $F_c=60\text{Mpa}$ （ $=60\text{N/mm}^2$ ）に対する水セメント比または水結合材比として 25～30%前後の値を使用しているという事例⁷⁾を参考に水結合材比を 30.9%とした。粉体は全てセメントまたは一部膨張材をセメントの内割とし、増量材は使用しなかった。

表-4.4 試験配合⁶⁾

W/P (%)	s/a (%)	単位質量 (kg/m ³)					
		W	P		S	G	SPA
			C	EX			
30.9	47.3	170	550		734	855	2.5%
			505	45			

(1) 基本物性

1) ブリーディング特性

JIS A 1123 に準拠してブリーディング試験を行った結果、ブリーディング率は 0%であった。

2) 凝結特性

JIS A 6204 附属書 1 に準拠して、20℃において凝結試験を行った結果、始発が 11 時間、終結が 13 時間という結果が得られた。

3) 強度特性

JIS A 1108 および JIS A 1113 に準拠して強度特性試験を行った結果を表-4.5に示す。91 日材齢の供試体圧縮強度は 82N/mm^2 が得られた。「New RC 施工基準」⁸⁾の調合規定は 60N/mm^2 の設計基準強度に対する調合強度を変動係数等が十分把握できていない条件では $80\sim 96\text{N/mm}^2$ とするように求めている。今回実績の無い条件で選定した水結合材比から得られた供試体強度は妥当なものと考えられる。

(2) 収縮特性

1) 膨張特性

JIS A 6202 参考 1 に準拠して一軸拘束膨張試験A法に準拠し、材齢 7 日で試験を実施した結果、膨張材を 45kg/m^3 セメントの内割とした配合の膨張率は 210×10^{-6} となり、土木学会の「膨張コンクリート設計施工指針」⁹⁾で収縮補償用コンクリートとして一軸拘束膨張試験A法を用いた場合に標準としている $150\sim 250\times 10^{-6}$ を満たしている。

表-4.5 強度特性⁶⁾

圧縮強度 (N/mm ²)			静弾性係数 ($\times 10^4$ N/mm ²)			引張強度 (N/mm ²)		
7 日	28 日	91 日	7 日	28 日	91 日	7 日	28 日	91 日
44.1	63.7	80.4	2.8	3.2	3.5	2.5	3.2	4.1

2) 自己収縮特性

試験方法は、図-4.3 に示すように型枠（ $\phi 15 \times 30\text{cm}$ ）内面にビニールシートを貼付し、コンクリートが自由に収縮できる構造として型枠の中心部に埋込み型ひずみ計と熱電対を設置し、コンクリートを打込んだ後、天端に蓋をして封緘状態で養生した¹⁰⁾。コンクリート歪と温度を計測し、硬化に伴って発生する収縮量を 28 日間測定した。配合は膨張材を混和しないケースでは、設計基準強度 40N/mm^2 の高流動コンクリートと普通コンクリートの実験も行った。膨張材を混和する場合は表-4.4 に示す試験配合にセメントの内割での 30kg/m^3 と 50kg/m^3 のケースを実験した。

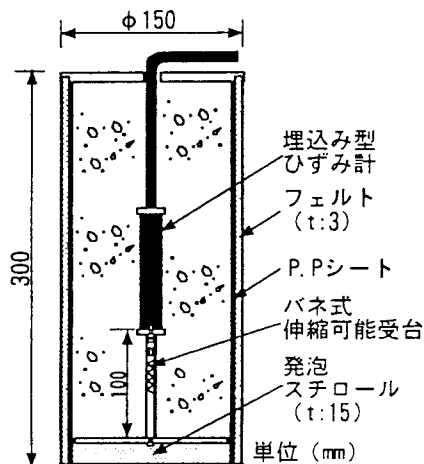


図-4.3 収縮試験装置⁹⁾

それぞれの試験結果を図-4.4 と図-4.5 に示す。膨張材を使用しない場合は、いずれの配合でも凝結直後に急激に膨張した後、材齢の経過とともに徐々に収縮する挙動を示した。材齢 28 日における収縮歪は 40N/mm^2 では普通コンクリート、高流動コンクリートともにほぼ同じ約 100×10^{-6} であったが、 60N/mm^2 の高流動コンクリートは約 150×10^{-6} となり、水結合材比との相関を示した。

また、膨張材を内割にした場合は、CSA#20 を使用した場合は、 30kg/m^3 で収縮ひずみはほぼ 0 となり、 50kg/m^3 では約 100×10^{-6} の膨張歪となり、膨張材の混和がコンクリートの自己収縮に有効であることが確認された。一方で、CSA-100R を使用した場合は、同じ 30kg/m^3 でも約 50×10^{-6} の収縮歪となり、膨張材の種類等により自己収縮抑制効果が異なった。

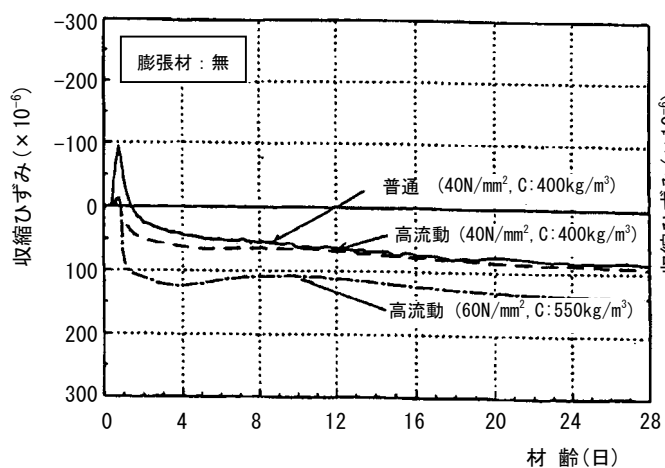


図-4.4 収縮試験結果（膨張材無し）⁶⁾

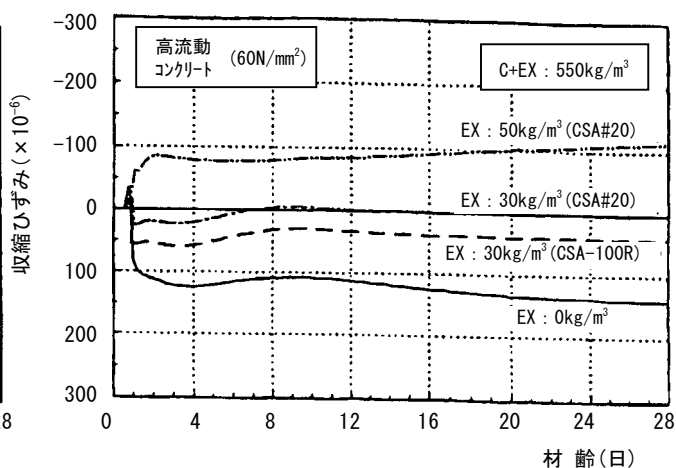


図-4.5 膨張材の添加量と収縮歪⁶⁾

(3) 発熱特性

1) 断熱温度上昇特性

断熱マスブロックを用いた簡易型断熱温度上昇試験（1m³立方体、発泡スチロール 20cm厚さ）を用いて 3 種類の打設温度で、中心部の温度上昇を測定し、近似式を用いて逆解析した結果を表-4.6 に示す。近似式は $Q(t) = Q_{\infty} \cdot (1 - e^{-\alpha(t-\beta)})$ を使用した。

表-4.6 から、打設温度と K 、 α 、 β に関して以下の関係が得られた。

$K = 57.0$ （一定）、 $\alpha = 0.14 T_0 + 0.62$ 、 $\beta = -0.57 T_0 + 23$ T_0 : 打設温度

高強度・高流動コンクリートでは、結合材料が 550kg/m³と防液堤一般配合より 180kg/m³多くなるため、断熱温度上昇量は、15℃程度大きくなりかつ発熱速度も速いという結果となった。

表 4-6 断熱温度上昇特性⁶⁾

T_0 (℃)	Q_{∞} (℃)	α	β (hr)
26.9	57.0	4.5	8
18.3	57.0	3.0	12
13.1	57.0	2.6	16

2) 温度ひび割れ制御

PCLNG貯槽の防液堤には液密性が要求されるため、その施工においてはコンクリート標準示方書施工編（平成 8 年度）¹¹⁾に基づき、温度ひび割れ指数を 1.5 以上確保する目標を設定してきた。そのため材料・配合上の対策に加えて、施工上の対策として、円周シースおよび 500mm 間隔程度で設置したクーリングパイプ（φ1.5 インチ）によるポストクーリングを年間を通して実施してきた。打設温度が高くなる夏期には、ポストクーリングの冷媒として使用する工業用水の温度も高くなるため、クーリング効果が小さく、液体窒素によるプレクーリング（NICE クリート工法）を適用して、コンクリート打設温度を 20℃程度の管理してきた^{7), 12), 13), 14)}。

暫定配合では高強度・高流動コンクリートは、断熱温度上昇量は通常の防液堤コンクリートに比較して 15℃程度大きくなりかつ発熱速度も速いという結果が得られたため、高強度・高流動コンクリートを適用するにあたり、温度上昇量と発熱速度と断面厚さ低減による効果を把握することにより、従来通りのクーリング計画で対応可能かを検討した。

① 検討方法

まず、高強度・高流動コンクリートの暫定配合および基礎物性試験結果に基づき、防液堤の暫定モデル（壁厚さ：80cm、クーリングパイプ：@500 断面中心に配置）により、簡易温度解析を実施するとともに、過去の実績から打設後ピーク温度から安定温度までの温度降下量とひび割れ指数の関係から概略検討を行った。

② 検討結果

従来の防液堤（壁厚さ：90cm、設計基準強度：40N/mm²）の実績と今回（壁厚さ：80cm、設計基準強度：60N/mm²）の解析結果のコンクリートの温度降下量とひび割れ指数の関係を図-4.6 に示した。目標とする温度ひび割れ指数 1.5 以上を確保するには、コンクリートが打設後、発熱してピーク温度に達してから安定温度になる温度降下量を 15℃以下にする必要があり、従来のコンクリートより 2℃ほど温度降下量を小さくすることができるが、断熱温度上昇量が 15℃程度高いことを考慮

すれば、従来のコンクリートの打込み温度の制限値 20°C に対して、 $20^{\circ}\text{C}-15^{\circ}\text{C}=5^{\circ}\text{C}$ 程度にする必要があり、これを実現するためには、ポストクーリングの効果を増加させるか、年間を通じてプレクーリングを行う必要が出てくる。

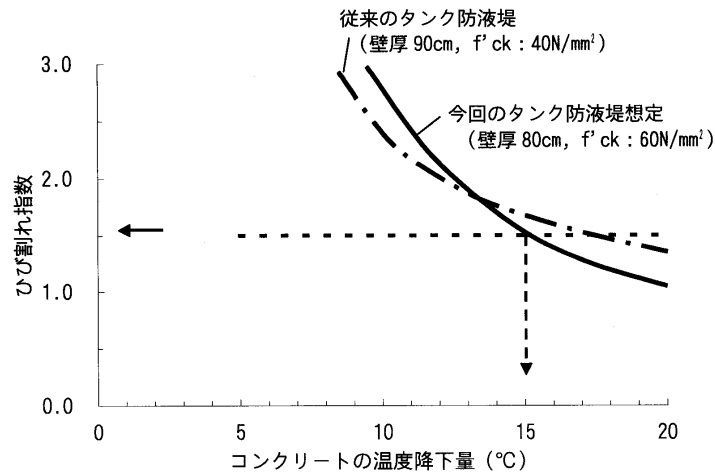


図-4.6 コンクリートの温度降下量とひび割れ指数⁶⁾

4.2.3 考察

(1) 配合条件

1) 配合強度

水結合材比を 30.9%とした結果、91 日材齢の供試体圧縮強度は 82N/mm^2 が得られた。実施工に向けては、今後使用するプラントを用いて変動係数等のデータを集積し、プラント特性を十分把握することにより、配合強度と設計基準強度の差を縮小し、結合材量を低減することにより発熱や収縮特性等の品質向上および温度ひび割れ対策に有利な配合とする必要がある。

2) 使用材料

①セメント

使用したセメントは混合材を含まない JIS R 5210 のセメントとしては発熱量の最も小さいものであるが汎用 HPC 用セメント¹⁵⁾に該当する。このセメントはマスコンクリート用 HPC のセメントとして用いるには水和熱の上昇量、上昇速度がまだ大きく、温度ひび割れの防止対策には液体窒素プレクーリング等が必要となると想定される。

実施工に向けた対策としては、高ビーライト系の低熱ポルトランドセメントを単独で用いるか、フライアッシュ等の混和材料を混合使用するなどで水和発熱を押さえるなど、セメントの低熱化によって温度ひび割れ対策の低減を図る必要がある。

②膨張材

高強度・高流動コンクリートは、水和発熱や自己収縮が大きくなる傾向があるため、膨張材を適量混和して収縮を補償することとした。しかし、後述する 5.1.8 で実施した施工試験の中で、コンクリート温度が 30°C を超えた暑中の施工において、膨張材を混和した配合のスランプフローが大幅に低下する現象が認められた。その時のスランプフローの経時変化を図-4.7(1)に示す。膨張材を含まない配合の経時変化を図-4.7(2)に示した。

コンクリート温度は 35℃で、練り上がりから 30 分前に液体窒素冷却を実施し、コンクリート温度を 23℃とした。点線で示したのはコンクリート温度 27℃での窒素冷却を伴わない経時変化である。これよりコンクリート温度 27℃の場合は 30 分で 5cm 程度の緩やかなスランプフローロスを示したのに対し、コンクリート温度が 35℃の場合は、20cm 程度のスランプフローロスとなり、実用上管理不可能である。一方、膨張材を使用しないコンクリートは、コンクリート温度が 34℃でスランプフローロスはほとんど見られない。今後、暑中施工に関しては膨張材、高性能 AE 減水剤のいずれかあるいは双方を改良し、相性のよい組み合わせとすることが必要である。セメントの低熱化を図るに際しては、膨張材による膨張硬化が膨張材の反応とコンクリートの強度発現のバランスに左右されるため、膨張材の種類、混和量、温度と膨張特性の関係を確認して配合を選定することが重要である。

③その他の混和材

今回の配合は粉体の全量をセメント（一部膨張材で置換）とした。今後の検討で所要強度を確保するための必要セメント量が低減して、全粉体量との間に差が生じる場合は、増量材として石灰石微粉末の使用を検討する。また、フライアッシュ等の混和で低熱化で対処することを検討する場合は、強度発現や凝結特性等とのバランスを考える必要がある。

④高性能 AE 減水剤

高流動コンクリートの製造に不可欠な高性能 AE 減水剤として、逆打ち用で使用したポリカルボン酸系を採用し、概ね良好な結果が得られた。しかし、暑中の試験施工においてスランプフローロスが比較的大きく現れ、その主要因が膨張材にあることが判明しているが、今後は、膨張材の種類のみではなく、高性能 AE 減水剤との組み合わせで、暑中のスランプフローロス低減対策を検討する必要がある。

3) 示方配合

今回選定した配合は、設計基準強度 60N/mm^2 を満たし、自己充填性についても後述する試験施工において、目標性能を満足することを確認した。

実施工に向けては、①高強度・高流動コンクリートを適用する初めてのケースとなること。②実績

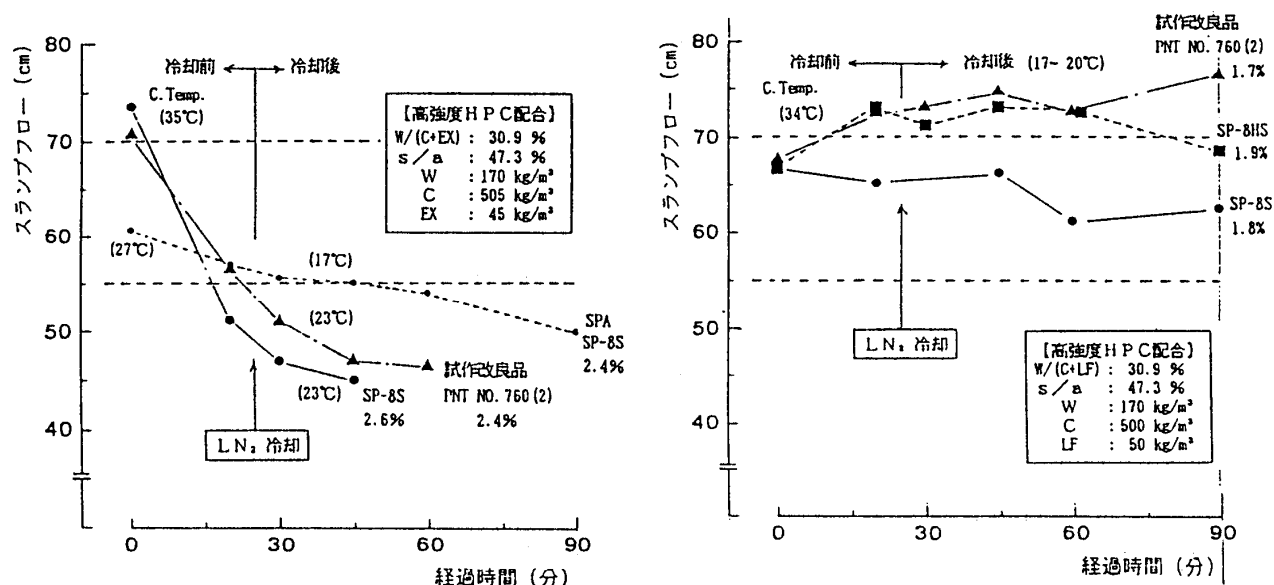


図-4.7(1) スランプフローの経時変化(膨張材有り) ⁶⁾ 図-4.7(2) スランプフローの経時変化(膨張材無し) ⁶⁾

の少ないレディーミクストコンクリート工場で製造にあたること。③一回 1000m³の大量製造における材料特に細骨材料の品質変動が考えられることから、石灰石微粉末を増量材として、粉体量を増加させ、粗骨材量を若干少なめにする等によって自己充填性に余裕を与える必要がある。

管理にフィードバックする必要がある。

4.2.4 高強度・高流動コンクリート実用化のための材料・配合上の課題

予備検討の結果、明らかとなった高強度・高流動コンクリート実用化のための主に材料・配合上の課題を以下に示す。

- 1) 自己充填性を付与するために必要な粉体量約 550kg/m³の全量を結合材（セメントと一部膨張材）とすることにより、設計基準強度 60N/mm²の高強度を有する高流動コンクリートの暫定配合を選定した。今後、実施工に向けて、実機プラントでの強度変動データを十分に把握して配合設計の割り増し係数を小さくして結合材料を低減し、低熱セメントとすることにより、コンクリートの品質（発熱、収縮特性等）の向上や温度ひび割れ対策の軽減につなげる必要がある。
- 2) 今回実施した施工試験の中で、コンクリート温度が 30℃を超えた暑中の施工において、膨張材を混和した配合のスランプフローが大幅に低下する現象が認められた。今後暑中施工に関しては膨張材、高性能AE減水剤のいずれかあるいは双方を改良し、相性のよい組み合わせとすることが必要である。
- 3) 温度ひび割れ制御対策

設計基準強度 60N/mm²の高強度・高流動コンクリートでは、結合材が設計基準強度 40N/mm²の通常コンクリートより 180kg/m³多くなるため、断熱温度で 15℃大きく、発熱速度も大きくなるため、従来以上の対策が必要となる。想定される壁厚さ 80cmの防液堤に対し、温度ひび割れを防止するには、打設温度を 10℃程度以下と従来のコンクリートより 10℃程度冷却する必要がある。

今後、より経済的に温度ひび割れ対策を実施するために、高ビーライト系のセメントなどの水和反応による発熱量と発熱速度が遅いセメントの実用化を含む材料・配合上の改善が必要である。

4. 3 配合

配合仕様の検討は、まず高強度化および自己充填性を確保するために、単位セメント量を増加した低水セメント比配合とし、高性能 AE 減水剤を用いて流動性を増大させるとともに、分離抵抗性や間隙通過性に配慮して各種材料の配合量を設定することとした。

しかし、単位セメント量の多い低水セメント比の配合は、コンクリート自体の耐久性が向上する反面、発熱や収縮の増大によりひび割れ抵抗性が低下する懸念があり、単に既存の材料を用いた検討では、所要の品質性能を全て満足する配合仕様が得られない。特に、4.2.3 で明らかになったように、温度ひび割れ制御と膨張材を使用した場合の各材料間の相性が原因と考えられる暑中におけるスランプロスが解決すべき課題である。

そこで、特にひび割れ抵抗性改善の観点から、低発熱化および低収縮化を指向した結合材として、高ビーライト系の超低熱ポルトランドセメント¹⁶⁾と膨張材の適用を前提とし、所要の強度や充填性が確保されるコンクリートの配合仕様について検討した。特に、防液堤は高強度マスコンクリート構造物となるため、セメントの水和熱に起因した温度収縮や自己収縮の増大に伴うひび割れ発生を抑制することが防液堤の機能を確保する上で重要な課題となる。これらの要求性能を実現するために行った材料・配合の選定および収縮ひび割れ対策のフローを図-4.8 に示す。

4.3.1 コンクリート種別および目標品質

防液堤に使用するコンクリートは全て設計基準強度 60N/mm^2 の高流動コンクリートであるが、仮設開口部の閉塞用のコンクリートだけが、逆打ち施工用の性能が要求される。

コンクリートの目標品質を表-4.7 に示す。当該コンクリートの充填性レベルは、「高流動コンクリート施工指針」⁵⁾のランク 2 に相当するため障害 R2 を用いた U 型充填試験装置で充填性を照査し、要求性能は充填高さ 300mm 以上とした。フレッシュコンクリートの流動性の指標は、スランプフロー、O ロート流下時間とし、所要の自己充填性が確保される範囲内で各々の目標値を設定した。なお、自由膨張率に関しては、仮設開口部に適用するコンクリートに必要とされる目標である。

表-4.7 コンクリートの目標品質¹⁷⁾

品質特性項目		目標品質
スランプフロー ⁽¹⁾	(cm)	60
O ロート流下時間 ⁽¹⁾	(秒)	10
U 型充填高さ ⁽²⁾	(cm)	≥ 30
空気量 ⁽³⁾	(%)	4.5 ± 1.5
ブリーディング率	(%)	—
凝結時間 (終結)	(hr)	≤ 24
圧縮強度 ⁽³⁾ (N/mm^2)		≥ 20 (7 日), ≥ 35 (14 日) ≥ 50 (28 日), ≥ 72 (91 日)
発熱特性 ⁽⁴⁾	Q_{∞}	≤ 55
	α	≤ 1.0
	β	≤ 12
自由膨張率 ⁽⁵⁾	(%)	(1 ± 0.5)

注

- (1) スランプフロー、O ロート流下時間の目標範囲は、U 型充填高さの目標値を満足する範囲内で、試験により別途設定する。
- (2) 間隙設定条件；U1 (D13-3@50、平均相対間隙 $L=30\text{mm}$)
- (3) 標準養生 (20℃水中) 供試体による試験値
- (4) 断熱温度上昇特性の近似式；
 $Q(t)=Q_{\infty} \cdot (1-e^{-\alpha(t-\beta)})$
- (5) 逆打継ぎ部での硬化前の沈降補償
 $\phi 15 \times 30 \text{ cm}$ 供試体

4.3.2 実験概要

(1) 使用材料

表-4.8 に実験に使用した材料を示す。

表-4.8 実験に用いたコンクリートの使用材料一覧¹⁷⁾

材料の分類	記号	種類または銘柄	記号	比重
セメント	C	超低熱ポルトランドセメント	SLC	3.24
		低熱ポルトランドセメント*	LC	3.23
		中庸低熱ポルトランドセメント*	ML	3.22
		普通ポルトランドセメント*	NP	3.16
		高炉 B 種*	BB	3.04
膨張材	EX	デンカ CSA#20		2.92
		デンカ CSA100R*		2.92
石灰石微粉末	LF	カルタック		2.71
		ネオフロー (LW250) *		2.71
細骨材	S	海砂 (除塩)		2.55
粗骨材	G	砕石 2005		2.63
高性能 AE 減水剤	SPA	SP-8S (特殊品)		—

注) *印の材料は比較用として一部の試験に使用した。

1) セメント

セメントは、防液堤としての液密性を確保する観点からひび割れ発生を抑制するために、発熱量が少なく、かつ自己収縮が小さいという特性を有する高ビーライト系の低熱ポルトランドセメントの使用を前提に検討した。なお、比較用として、鉱物組成の異なる 3 種類のポルトランドセメント（普通、中庸低熱、低熱）および高炉セメント B 種を使用した。表-4.9 に各種セメントの品質試験結果一覧を図-4.9 に各種ポルトランドセメントの水和熱とモルタルの圧縮強度の関係を示す。

表-4.9 配合実験に用いた各種セメントの品質試験結果一覧^{16), 17)}

セメント 種類	比 重	ブレーン 比表面積 (cm ² /g)	凝結特性			安 定 性	圧縮強度 (N/mm ²)				水和熱 (J/g)		
			水量	始発	終結		3 日	7 日	28 日	91 日	7 日	28 日	91 日
SLC	3.24	3410	25.8%	3-27	4-50	良	3.4	6.1	22.0	48.5	164	216	270
LC	2.23	3240	28.2%	3-17	4-32	良	6.9	10.3	32.6	55.8	216	284	325
ML	3.22	3170	28.2%	3-12	4-29	良	9.2	13.6	34.6	54.3	239	304	340
NP	3.16	3200	—	2-35	3-42	良	16.2	26.3	41.9	51.5	321	378	401
BB	3.04	3770	28.7%	2-50	4-20	良	12.1	21.1	42.5	56.4	287	345	367

セメント 種類	化学成分 (%)												鉱物組成 (%)			
	igloss	insol.	SiO ₂	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	CaO	MgO	SO ₃	Na ₂ O	K ₂ O	R ₂ O	Cl	C ₃ S	C ₂ S	C ₃ A	C ₄ AF
SLC	1.0	0.1	26.1	3.5	3.6	61.7	0.8	2.6	0.15	0.36	0.39	0.003	17	62	3	11
LC	0.8	0.2	25.1	3.8	3.7	62.4	0.9	2.0	0.18	0.43	0.46	0.003	27	52	4	11
ML	0.8	0.1	24.1	3.8	3.9	63.0	1.0	2.0	0.20	0.41	0.47	0.003	36	42	4	12
NP	1.4	0.2	21.2	5.3	2.9	64.2	1.3	2.0			0.65	0.005	55	20	9	9
BB	1.2						3.4	2.1			0.55	0.005	—	—	—	—

2) 膨張材

セメントの水和反応、硬化後の温度変化や乾燥等に起因して発生するコンクリートの残留応力を低減し、耐久性を向上させることを目的に CSA 系の膨張材の適用を検討した。膨張材の物理的性質および化学成分を表-4.10 に示す。

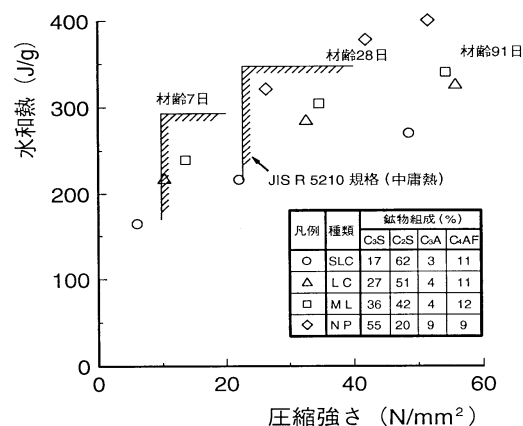


図-4.9 各種ポルトランドセメントの水和熱とモルタル圧縮強度¹⁸⁾

表-4.10 実験に用いた膨張材の物理的性質および化学成分¹⁷⁾

銘柄	比重	ブレン比表面積 (cm ² /g)	凝結 (h-m)		膨張性 (×10 ⁻³)		圧縮強さ (N/mm ²)			化学成分 (%)	
			始発	終結	7 日	28 日	3 日	7 日	28 日	MgO	強熱減量
CSA #20	2.93	2760	1-39	2-40	0.86	0.40	13.4	22.8	37.1	1.3	1.1
JIS 規格		≥2000	≥0-60	≤10-0	≥0.30	≥-0.20	≥6.9	≥14.7	≥29.4	≥5.0	≤3.0

3) 石灰石微粉末

海砂の粒度を始めとする使用材料の品質の相違や骨材の表面水率補正に起因した水量変動に対しても、所要の自己充填性およびプラスチックティが確保されるように、石灰石微粉末を粉体の増量材として使用して、材料分離抵抗性を高めた。石灰石微粉末の物理的性質および化学成分を表-4.11に示す。

表-4.11 実験に用いた石灰石微粉末の物理的性質および化学成分¹⁷⁾

銘柄	比重	ブレン比表面積 (cm ² /g)	平均粒径 (μm)	ふるい通過重量百分率 (%)				水分 (%)	CaCO ₃ 純度 (%)
				0.600mm	0.300mm	0.150mm	0.074mm		
カルタック	2.71	5600	12.9	100	100	91	80	0.1	93.1
JIS 規格	—	—	—	100	—	≥90	≥70	—	—

4) 骨材

本工事で製造する予定のレディーミクストコンクリート工場で使用している骨材を用いた。実験で用いた骨材の物理的性質および粒度分布を表-4.12に示す。

表-4.12 実験に用いた骨材の物理的性質および粒度分布¹⁷⁾

分類	比重	表乾比重	吸水率 (%)	粗粒率 (F.M.)	実積率 (%)	産地/岩質
細骨材	海砂	2.55	2.00	2.68	59.0	香川県室木島沖産
粗骨材	碎石 2005	2.63	0.93	6.49	65.0	兵庫県家島産/石英安山岩

5) 高性能 AE 減水剤

ポリカルボン酸塩を主体とする高性能 AE 減水剤を使用し、練り上がりから打込み完了までの可

使時間の範囲内で所要の流動性が保持されるように、温度条件に応じて高性能 AE 減水剤タイプ(常温・高温用) および使用量を調整した。

(2) コンクリートの配合

実験に使用したコンクリートの基本配合を表-4.13 に示す。

表-4.13 実験に用いた各コンクリート種別の基本配合^{16), 22)}

種別	W/P (%)	W/ (C+EX) (%)	s/a (%)	単位量 (kg/m ³)						
				W	P			S	G	SPA
					C	EX	LF			
W ₀	29.0	33.0	49.0	175	600 (191)			737 (289)	789 (300)	調整
					530	0	70			
W ₁					600 (191)					
					500	30	70			

備考) () 内は、単位容量 (リットル/m³) を示す。

1) 水結合材比

水結合材比は、目標とする配合強度が確保できるように試験練りの結果から設定した。

2) 単位水量

高流動コンクリート配合の単位水量は、流動性の増大に見合った材料分離抵抗性の確保と施工性を考慮し、フレッシュコンクリートが適度な粘性を有するように設定した。

3) 単位結合材量

単位結合材量は、水結合材比と単位水量から算出した。膨張材は結合材の内割で使用した。

4) 水粉体比

水粉体比は 30%程度に設定した。水結合材比がこの範囲より大きい場合には、増量材として石灰石微粉末を使用した。

5) 単位粗骨材量

単位粗骨材量は、間隙通過性を考慮して 0.325m³/m³以下の範囲で設定した。

(3) 実験方法

1) 練混ぜ方法

ミキサの形式はパグミル型二軸強制練りミキサ (容量 60 リットル) とし、まず、各種粉体 (C、LF、EX) および骨材 (S、G) を投入後、空練りを 30 秒間行い、次に各種混和剤を溶解させた練混ぜ水を投入した後、本練りを 120 秒間の合計 150 秒の練混ぜ時間とした。

2) 試験項目および方法

コンクリートの各種試験項目と試験方法を表-4.14 に示す。

① Oロート流下試験 (図-4.10 参照)

まず、コンクリート試料 (約 10 リットル) をロート内に注ぎ、天端をへらで平らにならす。次に、下端の流出口を開放し、コンクリートを流下させる。上部よりコンクリートの流下状況を観察し、ロートを通して下が見える瞬間までに要する時間を測定する。

表-4.14 コンクリートの各種試験項目および方法¹⁷⁾

試験項目	試験方法（準拠規準）
スランプ	JIS A 1101
スランプフロー	JSCE-F-503：試料は流し込んで成型する
0 ロート流下時間	0 ロート流下試験装置により測定
U 型充填高さ	U 型充填試験装置により測定
空気量	JIS A 1118：試料は流し込んで成型する
コンクリート温度	デジタル温度計により測定
ブリーディング率	JIS A 1123
凝結時間	JIS A 6204 附属書 1
圧縮強度	JIS A 1118：脱型材齢 3 日 養生条件；10, 20, 30℃水中養生（一部、封緘・気中も実施） 試験材齢；3, 7, 14, 28, 91, 182 日
引張強度	JIS A 111：脱型材齢 3 日 養生条件；10, 20, 30℃水中養生 試験材齢；7, 28, 91 日
静弾性係数	コンプレッソメータにより測定
自己収縮特性 （自己膨張特性）	供試体寸法； $\phi 15 \times 30\text{cm}$ 中心部にひずみ計（KM-100B）と温度計を設置 20℃封緘状態で無拘束条件下でのひずみを測定
一軸拘束膨張特性	JIS A 6202 参考 1
断熱温度上昇特性	空気循環式試験装置（マルイ製）使用
乾燥収縮特性	JIS A 1129：開始材齢 91 日
凍結融解抵抗性	JIS A 6204 附属書 2 開始材齢 91 日、凍結融解 300 サイクルまで測定
耐中性化	促進条件；30℃、60%RH、CO ₂ 濃度 5%（材齢 91 日） フェノールフタレイン 1%溶液による変色域測定
遮塩性	人工海水中に浸漬、試験開始材齢 91 日 フルオレセインナトリウム溶液、硝酸銀溶液による変色域測定

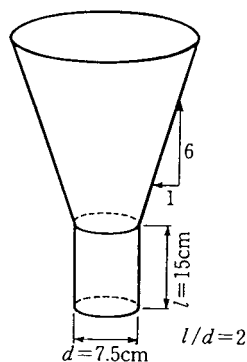


図-4.10 コンクリート用0ロート流下試験装置

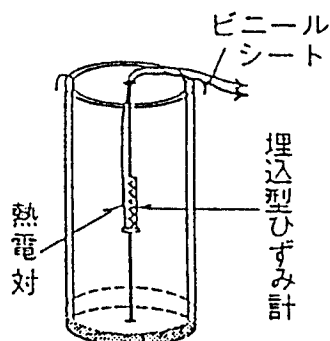


図-4.12 自己収縮試験体

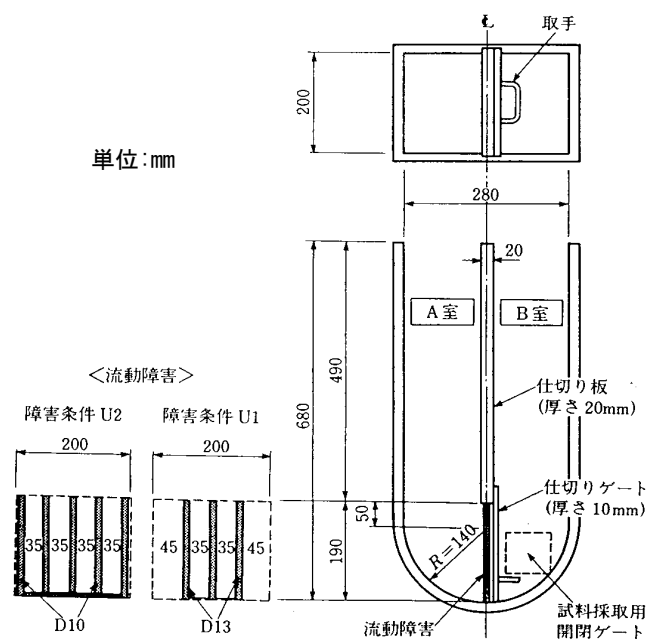


図-4.11 コンクリート用U型充填試験装置

② U型充填試験（図-4.11 参照）

まず、コンクリート試料（約 30 リットル）をA室内に注ぎ、天端をへらで平らにならす。次に、仕切りゲートを開放し、コンクリートを障害鉄筋の間隙を通過させB室へ流出させる。B室内に流出したコンクリートの充填高さを測定する。

③ 自己収縮試験（自己膨張試験）（図-4.12 参照）

φ15×30cmの型枠内面に発泡スチロールとビニールシートを貼付し、コンクリートが自由に変形できる構造とする。この型枠の中心部に埋込み型ひずみ計(KM-100B)と温度計を設置する。コンクリート試料を型枠内に流し込んだ後、天端に蓋をして封緘状態で養生する。ひずみと温度を計測し、材齢の経過に伴う体積変化量を測定する。原則として、コンクリートの始発時点

を初期値とし、材齢 28 日まで測定する^{16), 19)}。

コンクリートの配合実験における試験条件と各種検討項目の組み合わせを表-4.15 に示す。

表-4.15 実験条件と各種検討項目の組合せ¹⁷⁾

試験条件				自己 充 填 性	流 動 保 持 性	フ リ ー テ ン ゲ 率	凝 結 特 性	強度特性		体積変化			発 熱 特 性	耐久性			
配合 種別	使用材料							試験 温度	圧 縮 強 度	引 張 強 度	自 己 収 縮	自 拘 己 束 膨 張		乾 燥 収 縮	凍 結 抵 融 抗 解 性	耐 中 性 化	耐 塩 性
	C	EX	SPA														
W ₀	SLC	—	8S(L)	10℃	—	—	●	●	●	●	—	—	—	●	—	—	—
			8S(B)	20℃	●	—	●	●	●	●	●	●	●	●	●	●	●
			8S(T)	30℃	—	—	●	●	●	●	—	—	—	●	—	—	—
	LC		8S(B)	20℃	—	—	—	—	●	—	●	—	●	●	—	●	●
	ML				—	—	—	—	●	—	—	—	●	●	—	●	●
	NP				—	—	—	—	●	—	—	—	●	—	—	—	—
	BB				—	—	—	—	●	—	●	—	—	—	—	—	—
W ₁	SLC	#20	8S(L)	10℃	—	●	●	●	●	●	—	—	—	—	—	—	
			8S(B)	20℃	●	●	●	●	●	●	●	—	●	—	—	—	
			8S(T)	30℃	—	●	●	●	●	●	—	—	—	—	—	—	—

4.3.3 配合実験結果

高流動コンクリートの配合実験における検討内容を表-4.16 に示す。

(1) 自己充填性

フレッシュコンクリートの自己充填性は、U型充填性試験（障害条件 R2）における充填高さにより評価し、目標値は 300mm 以上とした。

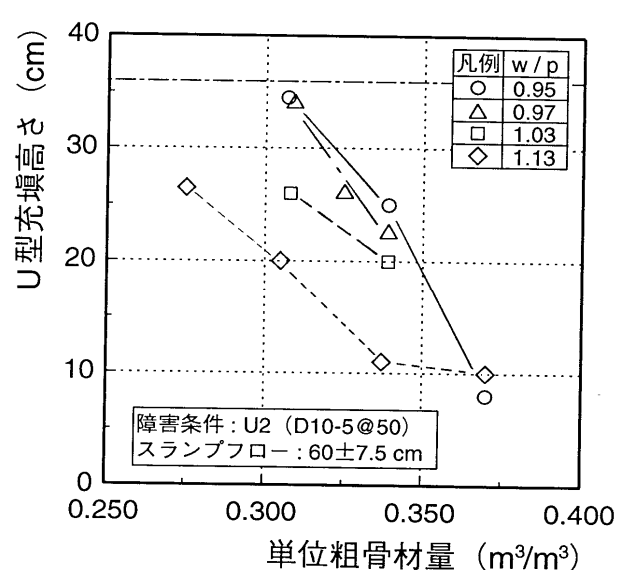
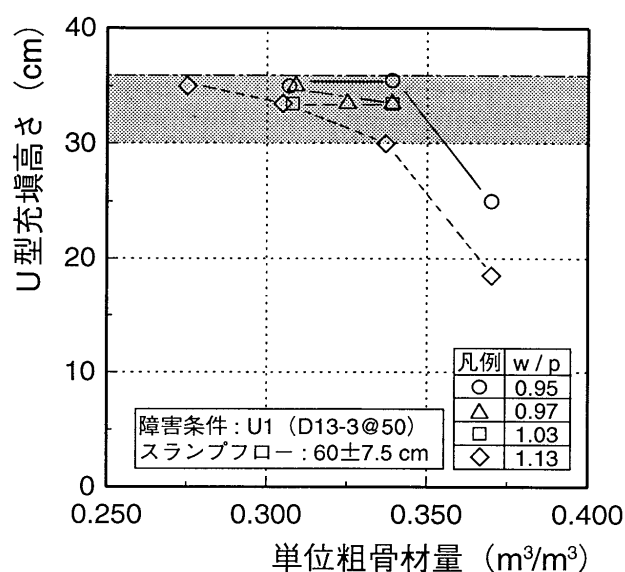
単位粗骨材量とU型充填高さの関係を図-4.13 に示す。

スランプフローを一定とした場合、配合中の単位粗骨材量が小さく、水粉体比が小さい配合つまり水量一定とした場合、粉体量が多く細骨材量が少なくなるほど、充填高さが増大する傾向が認められた。本試験結果によれば、単位粗骨材量を 0.340m³/m³以下、水粉体容積比を 1.1 以下の範囲内で設定すれば所要の自己充填性が確保できるものと判断される。

また、厳しい条件であるR1 障害を用いて同様の試験を行った結果を図-4.14 に示した。傾向はR2 障害と同様であるが、充填高さはR2 より小さくなり、今回の試験範囲では、単位粗骨材量を 0.320m³/m³以下、水粉体容積比を 1.0 以下に設定する必要がある。なお、最終的には実工事で用いる配合では、品質のパラツキを考慮して、単位粗骨材量を 0.300m³/m³程度、水粉体容積比を 0.92 程度に設定した。

表-4.16 配合実験における検討内容一覧¹⁷⁾

品質特性	試験項目	検討内容
自己充填性	U型充填高さ	・単位粗骨材量の影響 ・水粉体比の影響
流動保持特性	スランプフロー 0 ロート流下時間	・膨張材の影響 ・温度依存性
ブリーディング		
凝結特性		・温度依存性
強度特性	圧縮強度	・セメント水比との相関 ・空気量との相関 ・発現特性；①材齢，②温度依存性，③養生条件の影響
	引張強度	・圧縮強度との相関
	静弾性係数	・圧縮強度との相関
発熱特性	断熱温度上昇	・セメント種類の影響 ・打込み温度との相関 ・膨張材の影響
体積変化	自己収縮	・セメント種類の影響
	自己膨張	・セメント種類の影響
	一軸拘束膨張	・単位膨張材量との相関
	乾燥収縮	・セメント種類の影響
耐久性	耐中性化	・セメント種類の影響
	耐塩性	・セメント種類の影響
	凍結融解抵抗性	・空気量との相関

図-4.13 単位粗骨材量とU型充填高さ(障害U1)¹⁷⁾図-4.14 単位粗骨材量とU型充填高さ(障害U2)¹⁷⁾

(2) 流動保持特性

実施工において、コンクリートの製造から運搬、ポンプ圧送を経て型枠内に打ち込むまでの所要時間は、通常は 30～60 分程度と予想されるが、運搬時の交通渋滞や打設時のトラブルなど不測の事態を想定して、コンクリートの可使時間の目標は製造後 120 分程度とした。そこで、コンクリートの流動保持特性に関しては、練上りから 120 分後の範囲で所要の自己充填性が確保できるように高性能 AE 減水剤の種類および添加量を検討した。

4.2.3(1)で示したように、膨張材と高性能 AE 減水剤の組み合わせによっては、暑中施工で膨張材を使用したコンクリートのスランプロスが著しく大きい可能性があるため、膨張材、高性能 AE 減水剤、コンクリート温度の組み合わせから、年間の温度変化を通じて目標を達成できる組み合わせを見出すことが課題である。そこで、コンクリート温度と高性能 AE 減水剤の種類（低温用、常温用、高温用）、膨張材の有無の組み合わせで、スランプフローの経時変化を検討した。膨張材を使用しない場合のスランプフローの経時変化を図-4.15 に、膨張材を使用した場合のスランプフローの経時変化を図-4.16 に示した。

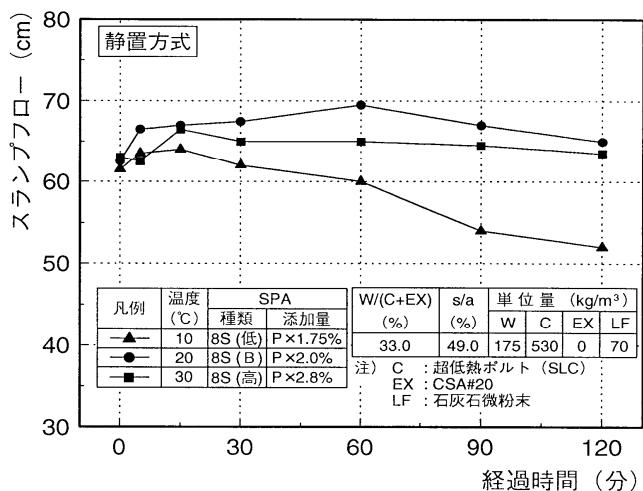


図-4.15 スランプフローの経時変化(膨張材無し)¹⁷⁾

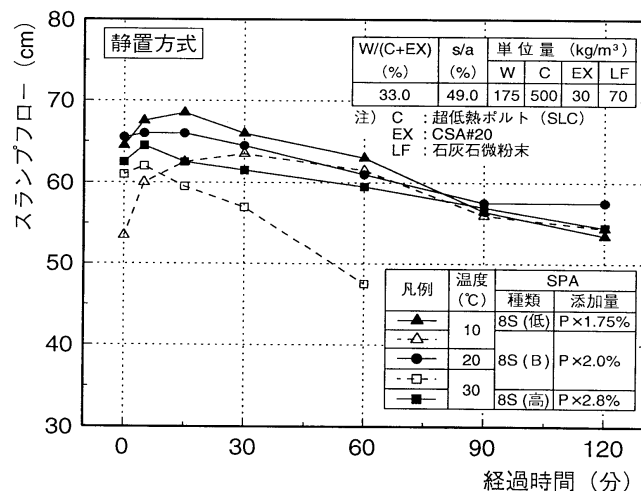


図-4.16 スランプフローの経時変化(膨張材有り)¹⁷⁾

本試験結果より、温度 20、30°Cでは同じ高性能 AE 減水剤の種類と添加量でも膨張材を使用した配合の方が、膨張材を使用しない配合に比べ、120 分でスランプロスが 5cm 程度大きくなる結果となった。膨張材を用いた配合では、温度 30°Cの場合に、高温用の高性能 AE 減水剤を使用すれば、大幅にスランプロスを低減できることが確認できる。これらの結果から低温 (10°C)、常温 (20°C)、高温 (30°C) の各温度条件毎に高性能 AE 減水剤の種類を変更し、添加量を調整することで、目標可使時間内でスランプフローを 60±7.5cm 程度に制御できることが確認された。

スランプフローとOロート流下時間の関係を図-4.17 に示した。Oロート流下時間は、全般的に時間の経過に伴って若干増加する傾向となったが、上記のスランプフローの範囲に対して 7~15 秒程度であった。

(3) ブリーディング率、凝結特性

本試験に用いたコンクリートでは、ブリーディング率は 0%であった。

各温度条件下で所要の流動保持特性が確保された配合におけるコンクリートの凝結試験結果を図-4.18 に示した。20°Cまたは 30°Cの場合には始発が 10 時間程度、10°Cの場合には 16 時間程度であった。また、終結時間も温度が低い場合ほど遅延する傾向にあるが、10°Cの場合で 22 時間程度であった。なお、膨張材の有無による差異は認められなかった。

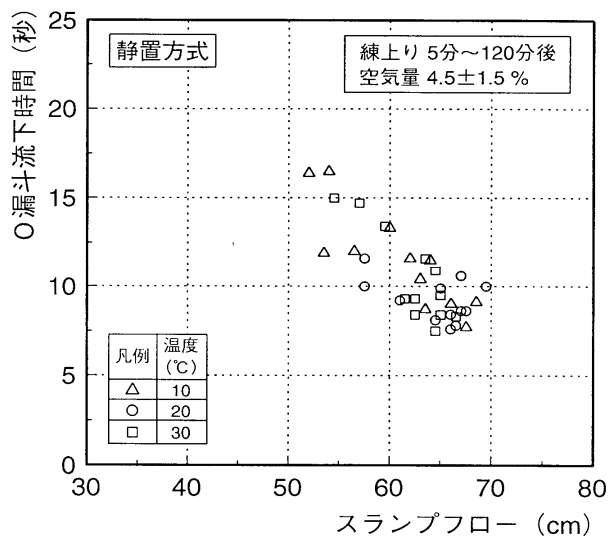


図-4.17 スランプフローとOロート流下時間¹⁷⁾

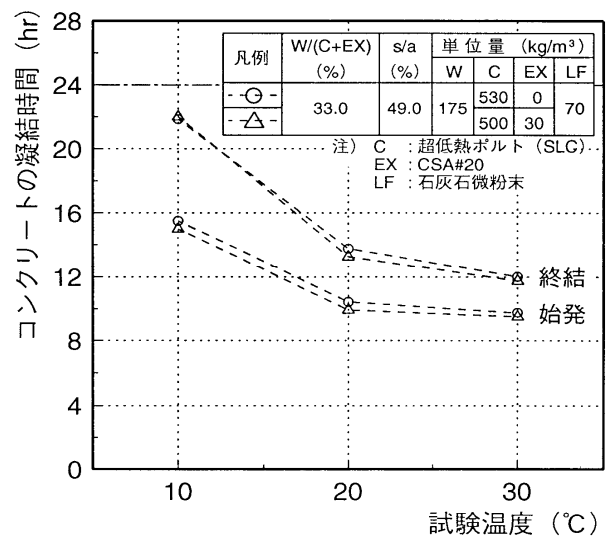


図-4.18 各試験温度における凝結時間¹⁷⁾

(4) 強度特性

コンクリート配合に関する各種強度試験結果を以下に示す。

1) セメント水比と圧縮強度の関係 (図-4.19)

セメント水比と圧縮強度の相関は、従来のコンクリートと同様に一次式で近似できる。近似式は図中に示した。

2) 空気量と圧縮強度の関係 (図-4.20)

水セメント比を一定にした場合、強度水準によらず、従来のコンクリートと同様に空気量1%の増加に対して、圧縮強度は4~6%程度減少する傾向がある。ただし、強度水準が高いことから強度

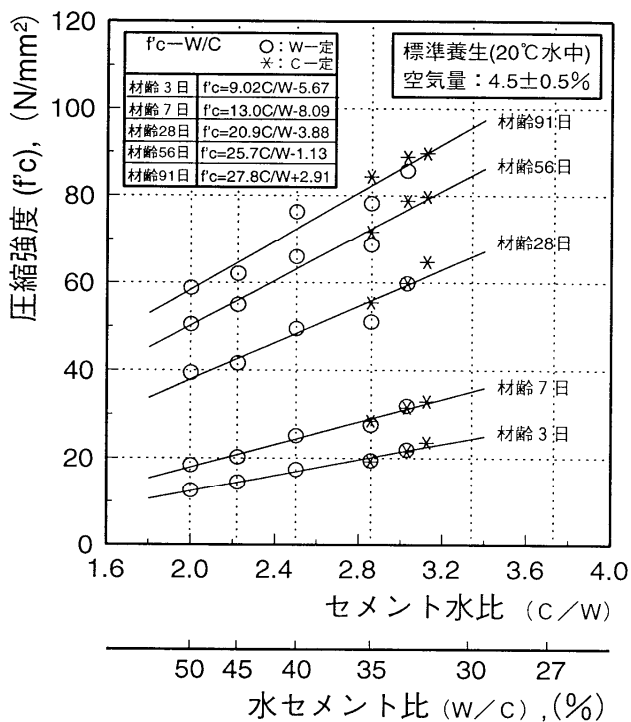


図-4.19 セメント水比と圧縮強度¹⁷⁾

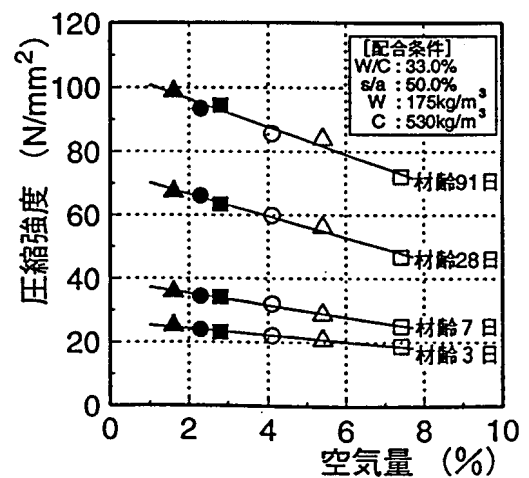


図-4.20 空気量と圧縮強度¹⁹⁾

の絶対値としての変動は大きくなる¹⁹⁾。

材齢 28 日と 91 日での、空気量と圧縮強度の関係を(1)式に示す。

$$f'_{c28} = -3.84 \cdot A + 73.6, f'_{c91} = -4.32 \cdot A + 105 \quad (1)$$

ここに、 f'_{c28}, f'_{c91} : それぞれ材齢 28 日, 91 日の圧縮強度 (N/mm²) , A : 空気量(%), W/C : 33%

3) 材齢と圧縮強度の関係 (図-4.21)

超低熱ポルトランドセメント (高ビーライトセメント) を用いた場合、普通ポルトランドセメント、高炉セメントB種、中庸低熱ポルトランドセメントを用いた場合に比べて、初期材齢では強度発現が小さいものの、材齢 7 日以降の強度増進が顕著であり、積算温度 2000℃・日時点 (20℃で材齢 91 日) では、いずれの配合も、およそ約 80N/mm²以上の高強度が得られた^{10), 18)}。

強度発現比率とビーライトおよびエーライト成分比の関係を調べた近松ら¹⁰⁾の結果を図-4.22 に示す。

ビーライト成分比と強度発現比率は良好な相関関係が見られ、特に材齢 7 日までの若材齢ではビーライト成分比の増加とともに強度発現比が大きく低下する傾向があるが、材齢の経過に従い強度発現比率の相違は小さくなっている。また、強度発現に及ぼす材齢と温度の影響は、積算温度を指標として整理できるが、一般的には積算温度の算出に際して温度補正值として+10℃が用いられることが多い。今回の試験結果では、温度補正を 0℃とすることで良好な相関関係が得られる。この結果は、ビーライト量が 60%を超える超低熱ポルトランドセメントにおいては、従来のセメントよりも強度発現に対する温度依存性が大きくなる傾向にあることを示し、特に外気温が低い時期での施工に際しては、養生期間や方法について適切な対策を講ずる必要性がある¹⁸⁾。膨張材を内割で使

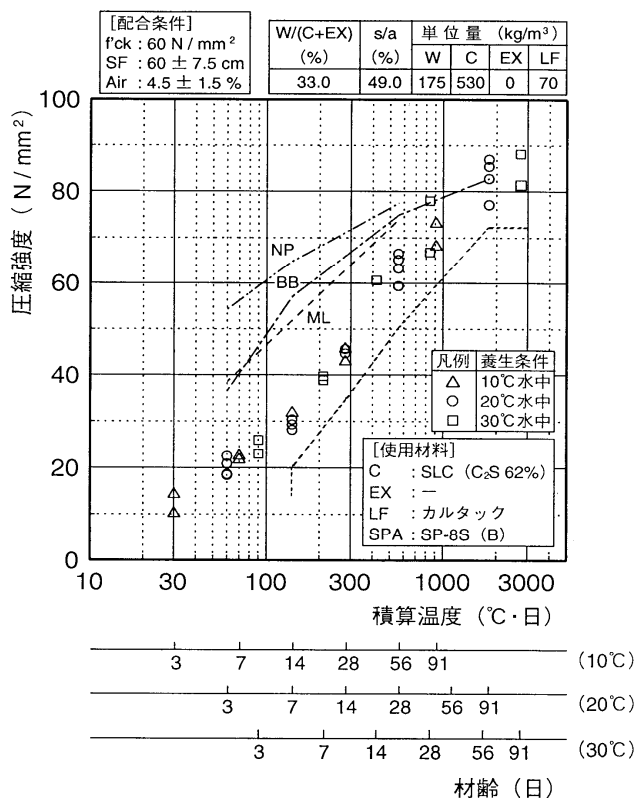


図-4.21 積算温度と圧縮強度¹⁷⁾

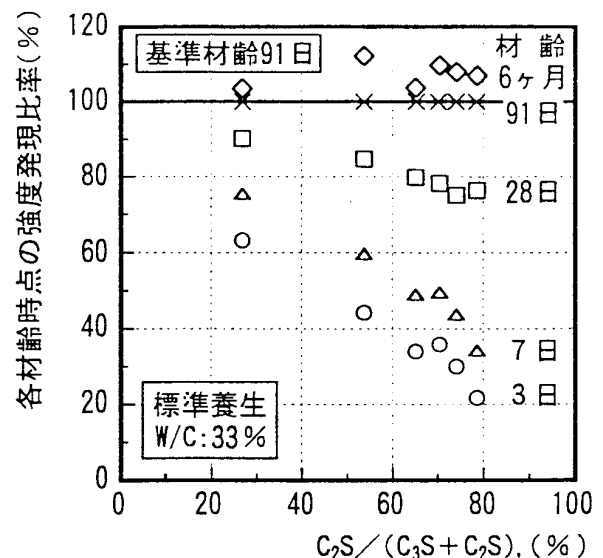


図-4.22 セメント構成化合物組成と強度発現比率¹⁰⁾

用した配合の強度発現特性は、膨張材を使用しない場合より若干遅延する傾向にある。この傾向は、材齢初期において特に顕著であるが、材齢の経過に伴って改善され、最終的には膨張材の有無によらずほぼ同等の強度発現が得られる。

4) 養生方法による強度発現特性の相違 (図-4.23)

1)の結果をふまえて、実工事における養生方法を検討するために、脱型材齢および養生方法が強度発現特性に与える影響を調べた。試験は、円柱供試体を打設後3日で脱型し、その後初期養生として水中養生または封緘養生し、後期養生として封緘養生または気中養生を行った場合の初期養生期間による91日圧縮強度を調べた。

養生方法と初期養生期間の圧縮強度発現への影響は大きく、養生条件が一定(20℃)の場合、若材齢で乾燥状態に供した場合ほど長期的な強度増進が阻害される傾向が認められる。初期養生を水中養生とし、その後封緘養生する場合は、3日初期養生では91日間水中養生した場合の85%程度の強度となるが、7日以上初期養生すれば、91日間水中養生と同等の圧縮強度比が得られる。

後期に気中養生する場合は、初期に水中養生する方が初期封緘養生よりやや圧縮強度は高くなる。水中養生に対する圧縮強度比は、3日養生で70%程度、7日養生で75~80%、14日養生で80~90%、28日養生で90~100%となる。このことから、高ビーライト系低熱セメントを使用する場合は、長期材齢の強度増進を継続させる観点から、実施工時に初期の湿潤養生を十分に行うとともに、乾燥防止に十分に配慮することが望ましいといえる^{10), 18)}。

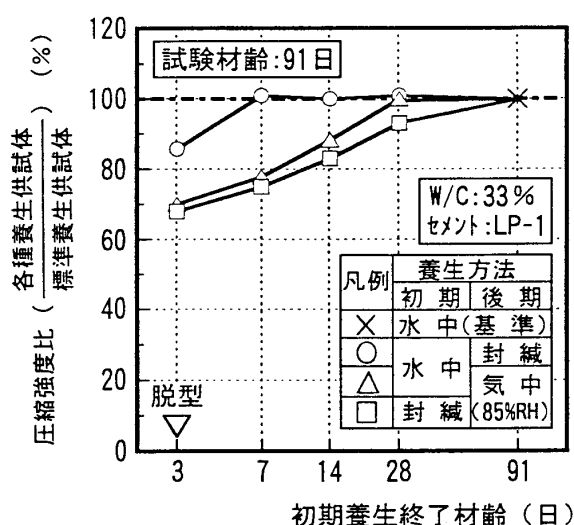


図-4.23 養生方法による強度発現^{10), 18)}

5) 圧縮強度と引張強度の関係 (図-4.24)

一般には、設計基準強度が高強度になるほど引張強度の増進は小さくなるとされている。そこで、温度ひび割れ制御を計画するために引張強度の発現特性を確認した。圧縮強度と引張強度の関係においては、膨張材の影響はほとんど認められなかった。図中に圧縮強度と引張強度の相関式を示す。高強度域では圧縮強度に対する引張強度の割合が減少する傾向にある。

6) 圧縮強度と静弾性係数の関係 (図-4.25)

図中に圧縮強度と静弾性係数の相関式を示す。

一般的に、通常強度のコンクリートの弾性係数は圧縮強度の平方根にほぼ比例するが、高強度コ

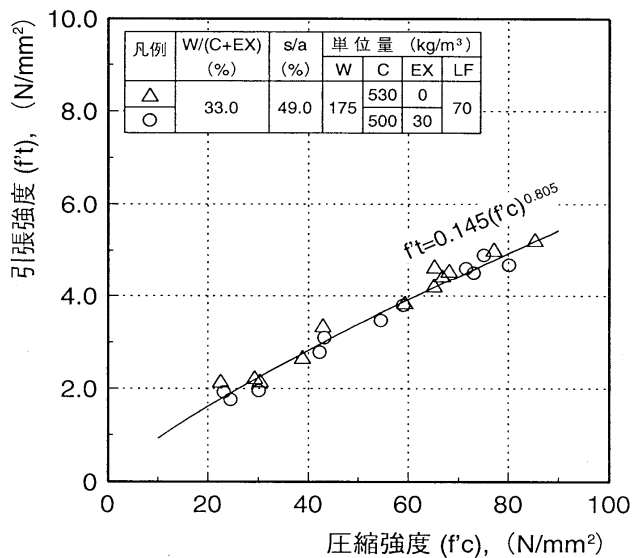


図-4.24 圧縮強度と引張強度¹⁷⁾

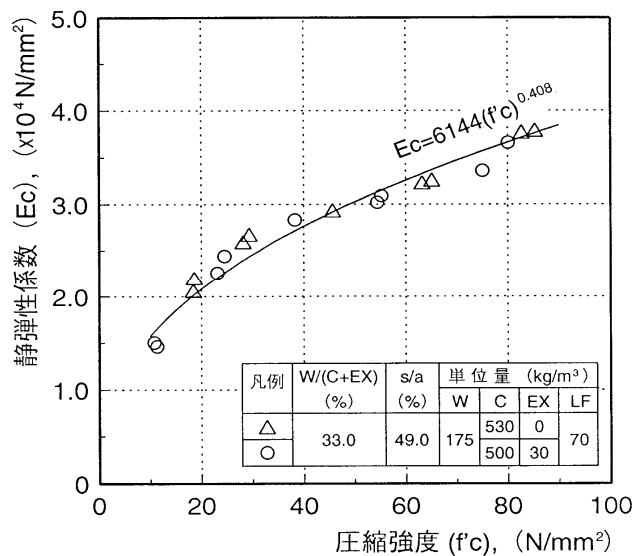


図-4.25 圧縮強度と静弾性係数¹⁷⁾

ンクリートでは圧縮強度のほぼ三乗根に比例するといわれている²⁰⁾。今回の試験で得られて結果では、両者の中間的な値となった。

(5) 発熱特性

1) セメント種類の影響

図-4.26 に打込み温度 20℃における超低熱ポルトランドセメント、低熱ポルトランドセメント、中庸低熱ポルトランドセメントを用いたコンクリートの断熱温度上昇試験結果を示した。

断熱条件下でのセメントの種類による発熱特性の相違は、終局断熱温度上昇量よりも温度上昇速度

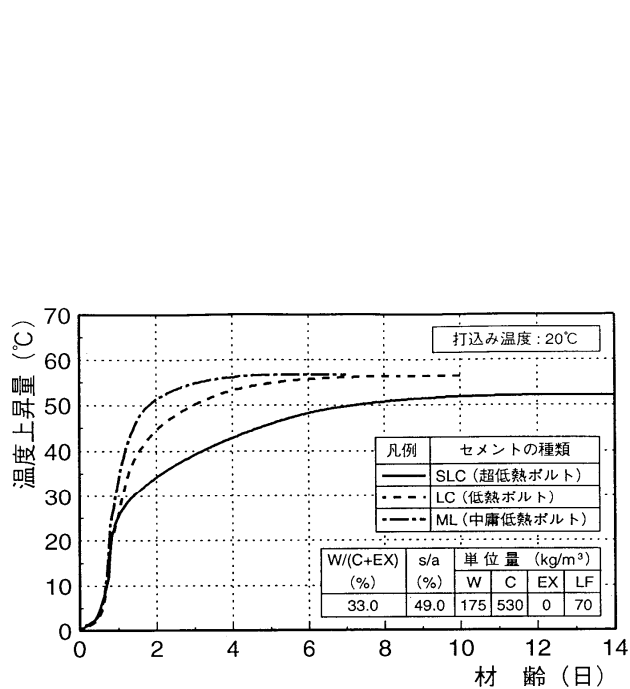


図-4.26 セメント種類と断熱温度上昇¹⁷⁾

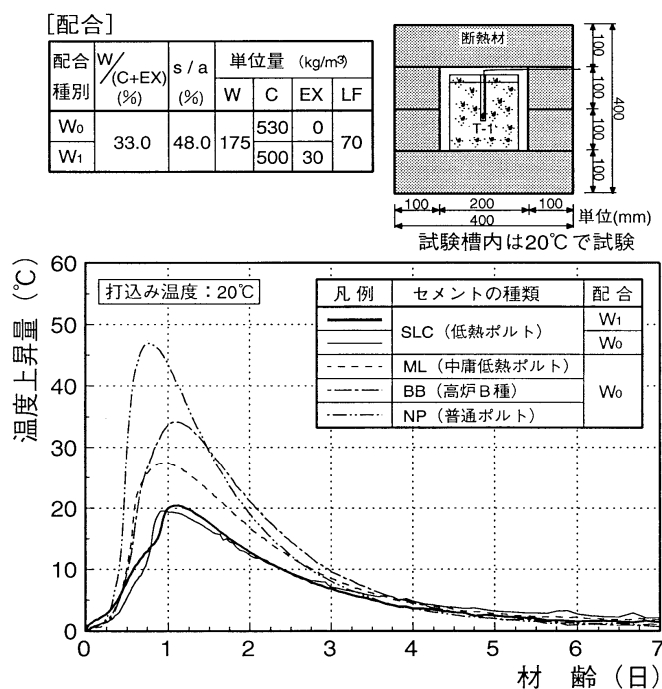


図-4.27 簡易断熱温度上昇試験装置による試験結果⁹⁾

に顕著な差が生じ、ビーライト含有量の多いポルトランドセメントほど、発熱速度が小さく、材齢の経過とともに緩やかに温度が上昇する結果が得られた。近似式を $Q(t) = Q_{\infty}(1 - e^{-\alpha(t-\beta)})$ の形で示すと (2)～(4) 式のようになる。

$$Q(t) = 51.0 \cdot (1 - e^{-0.56(t-4)}) \quad \text{： 超低熱ポルトランドセメント} \quad (2)$$

$$Q(t) = 55.7 \cdot (1 - e^{-1.02(t-4)}) \quad \text{： 低熱ポルトランドセメント} \quad (3)$$

$$Q(t) = 56.3 \cdot (1 - e^{-1.72(t-4)}) \quad \text{： 中庸低熱セメント} \quad (4)$$

簡易型断熱温度上昇装置¹⁰⁾を用いた場合の発熱特性試験結果を図-4.27に示した。セメントの種類による発熱速度の相違は、温度上昇量や温度上昇または降下速度の差として表され、ビーライト量の多いセメントほど温度上昇が抑制された。低熱ポルトランドセメントは、発熱速度が小さく効率的なポストクーリングが期待でき、特に薄肉部材に高強度コンクリートを適用する場合は温度ひび割れの低減に有利となると考えられる。

2) 打込み温度の影響

図-4.28に超低熱ポルトランドセメントを用いて打ち込み温度を 10, 20, 30℃とした場合の断熱温度上昇量を示した。打ち込み温度が低いほど発熱速度と温度上昇開始時間が遅くなったが、セメント種類の差ほどの影響はなかった。

3) 膨張材添加の影響

超低熱ポルトランドセメントを用いて、膨張材を添加しないケースと膨張材を添加したケース（膨張材の 2 種類）の断熱温度上昇量を図-4.29に示した。その結果、膨張材を使用した場合には、発熱速度、発熱量ともに若干増大する結果となった。

(6) 体積変化

1) 自己収縮特性

自己収縮測定用供試体の温度変化を図-4.30に示した。試料の量が少なく、恒温養生条件下での測定のため、材齢 2 日以降の供試体温度は約 20℃とほぼ一定であるが、若材齢時にはセメントの水和に伴って凝結の始発直後からセメントの種類により約 5～15℃の温度変化を生じる結果となった。そこで、この温度変化を生じた若材齢時の自己収縮歪の算出に際しては、始発時点の温度を基準に、熱膨張係数を $10 \times 10^{-6} / ^\circ\text{C}$ と仮定して温度補正を行うこととした¹⁰⁾。

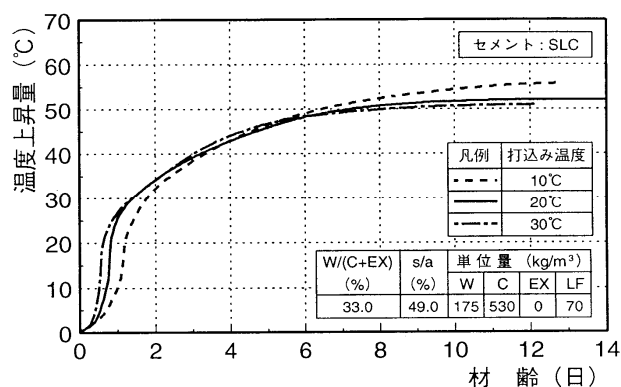


図-4.28 打込み温度と断熱温度上昇¹⁷⁾

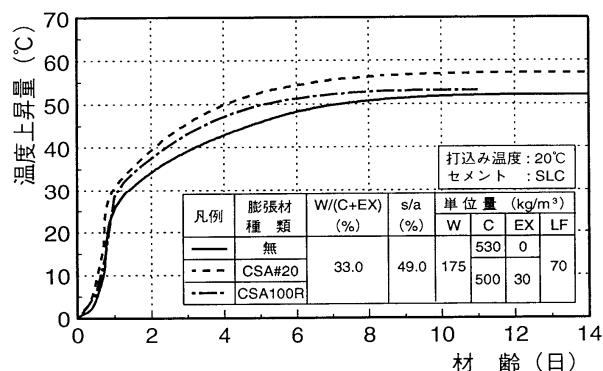


図-4.29 膨張材の添加と断熱温度上昇¹⁷⁾

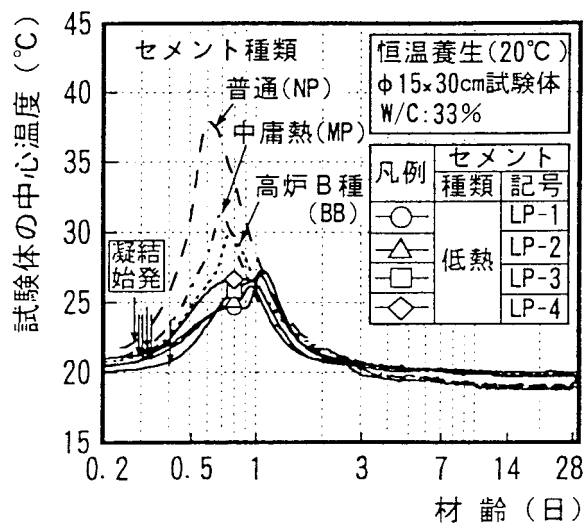


図-4.30 自己収縮測定用供試体の温度変化¹⁰⁾

超低熱ポルトランドセメント、中庸低熱ポルトランドセメント、高炉セメントB種、普通ポルトランドセメントの自己収縮歪の経時変化を図-4.31に示した。

自己収縮歪は、 C_3A 量が少ないポルトランドセメントを使用した場合ほど小さくなり、既往の実験結果²¹⁾と同様の結果が得られた。超低熱ポルトランドセメントを用いた場合には、材齢7日までには収縮が生じておらず、逆に若材齢時の温度歪の補正誤差では説明がつかないほど顕著な膨張歪を示した。普通ポルトランドセメントまたは中庸低熱ポルトランドセメントを用いた場合は、凝結直後に急激に収縮した後、材齢の経過とともに徐々に収縮する挙動を示した。また、高炉セメントB種を用いた場合は、若材齢時の収縮量は小さい反面、材齢の経過とともに大きな収縮を生じる結果となった。材齢28日時点での自己収縮量は、高炉セメントB種>普通ポルトランドセメント>中庸低熱ポルトランドセメント>超低熱ポルトランドセメントの順となり、セメントの種類により最大で約 400×10^{-6} 程度の差異が生じた。

以上の結果より、超低熱ポルトランドセメントを適用することで、従来のセメントを用いた場合よりもコンクリートの低収縮化が図られるものと判断される。

2) 膨張特性

超低熱ポルトランドセメントを用い、膨張材を内割りで添加した場合の自己膨張試験結果を図-4.32に示した。単位膨張材量の増加に伴ってコンクリートの膨張ひずみも増大し、長期にわたって保持される傾向が認められた。膨張材 30kg/m^3 の添加により約 700×10^{-6} 程度の自由膨張ひずみが生じた^{1), 3), 22)}。

単位膨張材量と一軸拘束膨張歪の関係を図-4.33に、試験温度による材齢による拘束膨張歪の変化を図-4.34に示した¹⁰⁾。一軸拘束膨張ひずみは、膨張材量の増加とともに増大する傾向にあり、同一膨張材量で比較した場合、超低熱ポルトランドセメントを用いた配合では、普通ポルトランドセメントを用いた場合より膨張ひずみ量が増加し、無拘束条件下における自己膨張特性と同様の結果が得られた。これらの結果は、膨張材による硬化コンクリートの収縮補償効果が、併用するセメントの種類により相当異なることを示しており、低収縮化に対しては、温度収縮や自己収縮が小さい超低熱ポルトランドセメントと膨張材の併用が効果的であると考えられる¹⁰⁾。

凡例	セメントの種類	[配合]					
		W/(C+EX) (%)	s/a (%)	単位量 (kg/m ³)			
—	SLC (低熱ポルト)			W	C	EX	LF
- - -	ML (中庸低熱ポルト)	33.0	49.0	175	530	0	70
- · - ·	BB (高炉B種)						
· · · ·	NP (普通ポルト)						

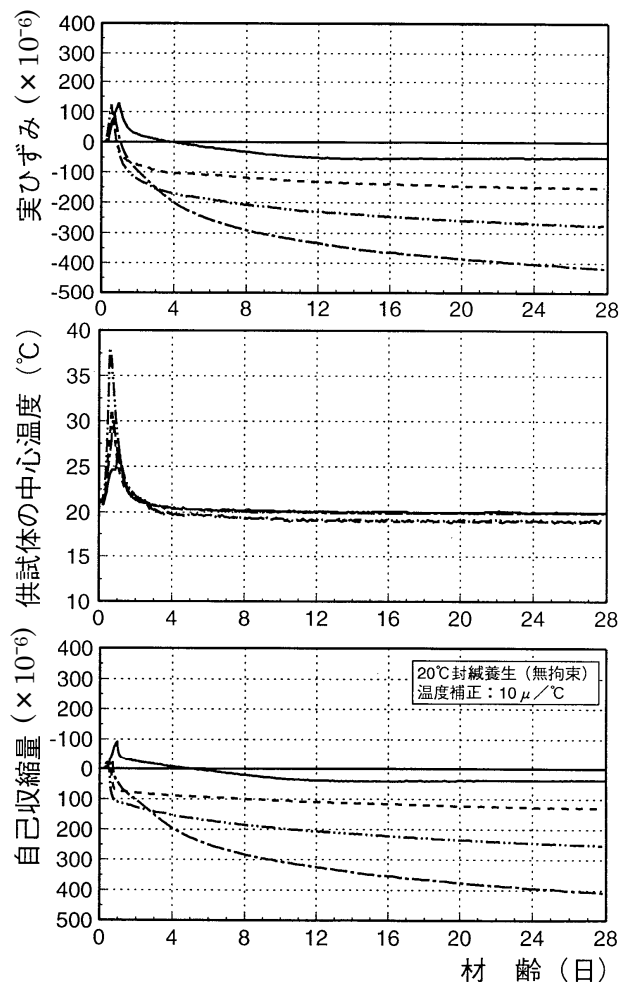


図-4.31 各セメントの自己収縮試験結果¹⁷⁾

凡例	単位量 (kg/m ³)		[配合]					
	C	EX	W/(C+EX) (%)	s/a (%)	単位量 (kg/m ³)			
—	530	0			W	C	EX	LF
- - -	520	10	33.0	49.0	175	530	0	70
- · - ·	510	20						
· · · ·	500	30						

* セメント：SLC (超低熱ポルト)
膨張材：CSA # 20

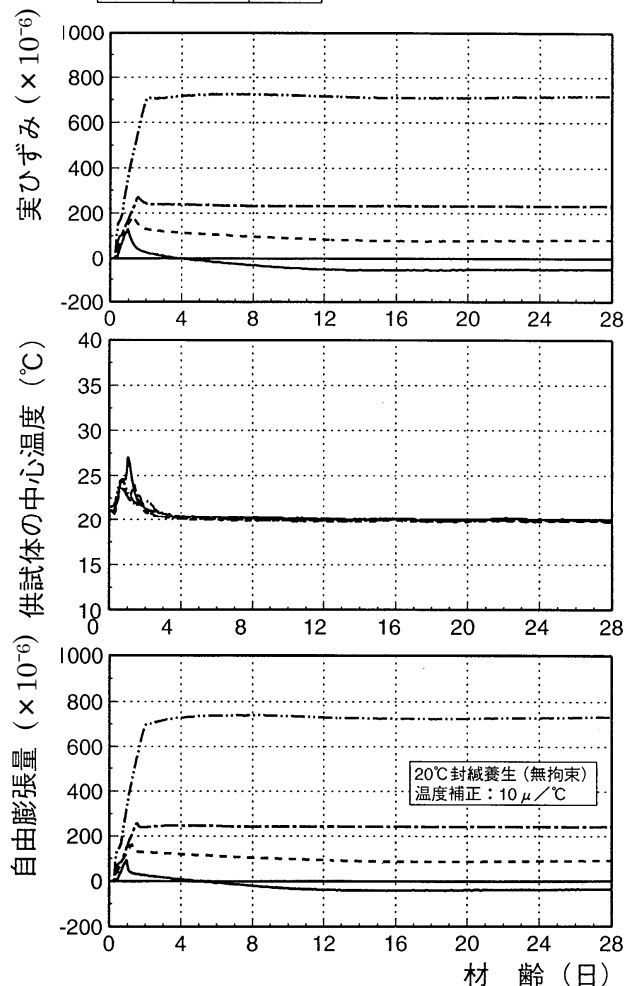


図-4.32 膨張材量による自己収縮試験結果¹⁷⁾

一方、拘束膨張ひずみの発現特性に関しては、温度が低い場合ほど膨張速度が緩慢になり、材齢の経過とともに徐々に膨張ひずみが増大する結果となった。また、最終膨張ひずみ量は、温度が20℃の場合に最大となり、10℃または30℃では若干小さくなる傾向が得られた。

土木学会の「膨張コンクリート設計施工指針」⁹⁾は、収縮補償用コンクリートとしての膨張力の規定に関しては、JIS A 6202 参考1の一軸拘束膨張試験A法(20℃)に準拠した場合に一軸拘束膨張率が150～250×10⁻⁶の範囲にあることを標準としている。この規定を準用すると、超低熱ポルトランドセメントを用いた高流動コンクリートを収縮補償用コンクリートとするための所要単位膨張材量は約30kg/m³程度になるものと考えられる。

3) 乾燥収縮特性

各種セメントを用いた高流動コンクリートの乾燥収縮試験結果を図-4.35に示した。試験開始材齢を91日として同等の強度水準で試験した場合、乾燥収縮量にはセメントの種類による顕著な差異は認められなかった¹⁰⁾。

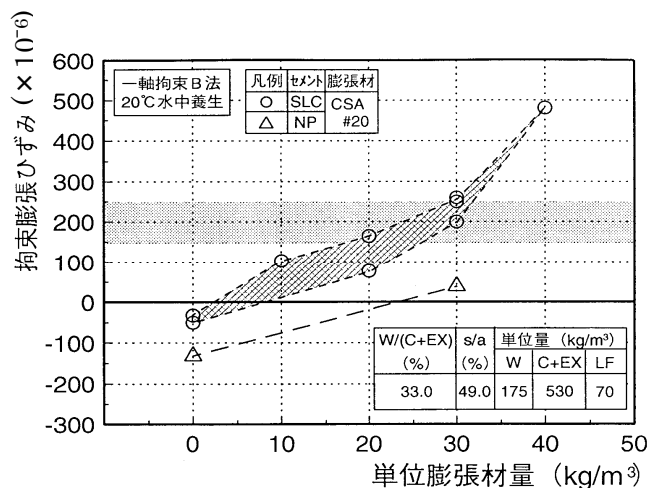


図-4.33 単位膨張材量と拘束膨張歪⁹⁾

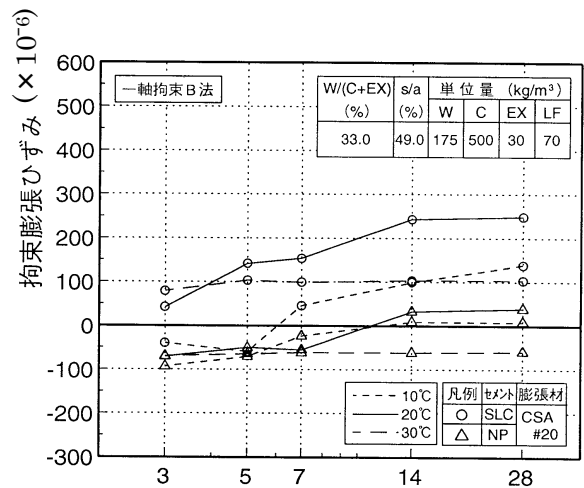


図-4.34 拘束膨張発現特性¹⁷⁾

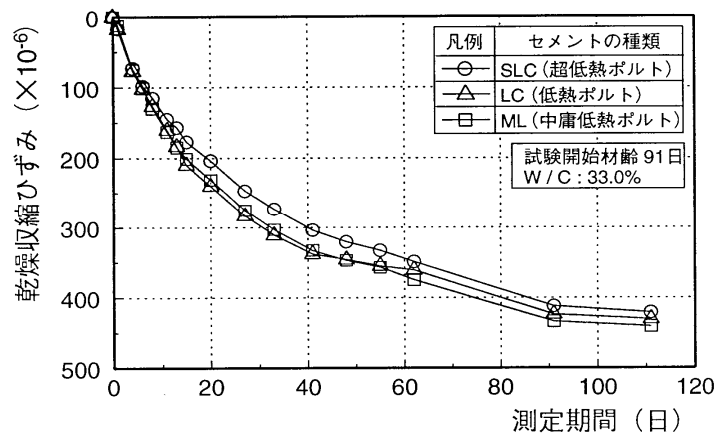


図-4.35 乾燥収縮試験結果⁹⁾

(7) 低温強度特性および高温履歴後の強度特性

3.2.5 に述べたとおり、LNG 貯槽の防液堤に使用するコンクリートは、低温特性、高温履歴後の強度特性が従来使用しているコンクリートと同等であることを確認している。

一方で、近年高強度コンクリートが実際の構造物にも使用され始め、それとともに高強度コンクリートの耐火性能に関する研究も行われ、普通コンクリートに比べ高温下においてコンクリート表面から破片が飛散する爆裂現象が発生しやすいといわれている²²⁾。

また、New RC総プロで、高強度コンクリートの耐火性を評価する目的で、高性能AE減水剤を使用した水セメント比 25%～60%、単位水量 140～200kg/m³コンクリートについて、加熱速度を変化させて爆裂性状および含水率の影響を調べた結果、水セメント比 25%になると爆裂が生じるが、その場合でもコンクリートの含水率を 3.5%以下にすれば爆裂は生じないと報告している²³⁾。

今回検討する高強度・高流動コンクリートは水粉体比が 30%程度と上記の報告によれば、爆裂は発生しない範囲である。しかし、従来の水セメント比 40%程度のコンクリートに比べると破壊形態が脆性的になる傾向があるため、低温での圧縮強度特性と高温履歴後の強度特性を検討した。

1) 低温圧縮強度試験

① 試験方法

供試体の作製、試験方法は3.2.5(1)と同じである。コンクリートは配合を表-4.17に示した。設計基準強度 60N/mm^2 の高流動コンクリートと同じ材料の設計基準強度 40N/mm^2 の普通コンクリートである。使用材料は表-4.2と同じである。供試体の含水状態は飽水状態と気乾状態にした。試験温度は、 -40 、 -80 、 -164°C とした。

表-4.17 試験配合⁶⁾

	W/P (%)	s/a (%)	単位質量 (kg/m ³)						
			W	P			S	G	SPA
				C	EX	LF			
60N/mm ² 高流動	30.9	47.3	170	550			734	855	2.5%
				505	45	0			
40N/mm ² 普通	38.5	43.5	165	430			760	936	1.8%
				380	0	50			

② 試験結果

試験温度と圧縮強度の増加量の関係を図-4.36に、圧縮強度比 (20°C の圧縮強度に対する比) との関係を図-4.37に示す。圧縮強度は、いずれの供試体とも試験温度が低下するにつれてほぼ線形的に増加している。養生条件に関しては、両配合とも湿潤養生の方が増加量は大きくなった。圧縮強度の増加量は、高強度配合の方が、湿潤、気乾ともに大きくなった。逆に圧縮強度比は、高強度配合の方が小さな値を示した。3.2.5の結果をあわせて増加量の関係を図-4.38に、圧縮強度増加率との関係を図-4.39に示す。圧縮強度増加量は、高流動 (60N/mm^2 、W/P : 30.9、W/C+EX : 30.9 : 図中■)、普通 (40N/mm^2 、W/P : 36.9、W/C+EX : 40.0 : 図中▲) の順で、逆打ち用高流動 (40N/mm^2 、W/P : 31.1、W/C+EX : 41.3 : 図中□) および普通 (40N/mm^2 、W/P : 38.5、W/C+EX : 43.4 : 図中△) はほぼ同じで、水結合比の順となった。圧縮強度比は普通 (40N/mm^2 、W/P : 36.9、W/C+EX : 40.0 : 図中▲) が3.3程度で、高強度・高流動配合は2.3程度となった。

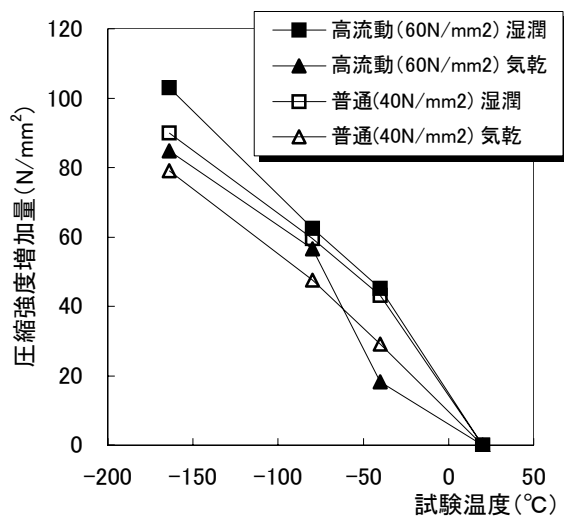


図-4.36 圧縮強度増加量

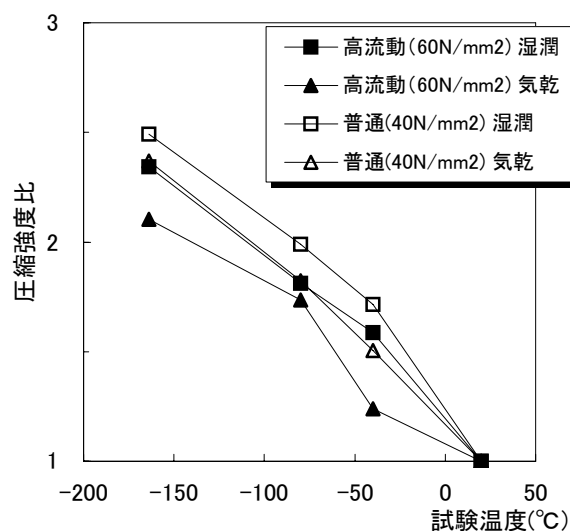


図-4.37 圧縮強度比

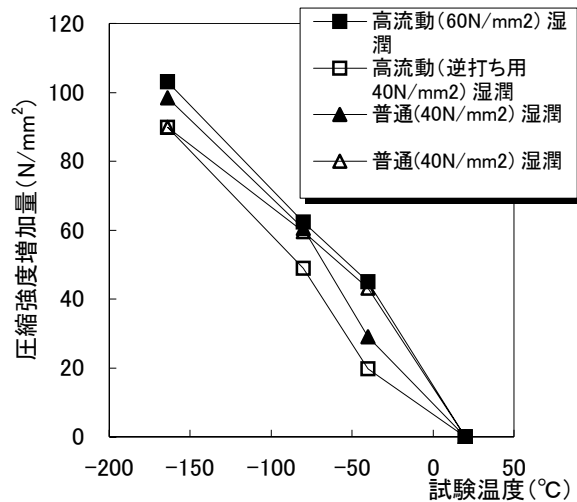


図-4.38 圧縮強度増加量

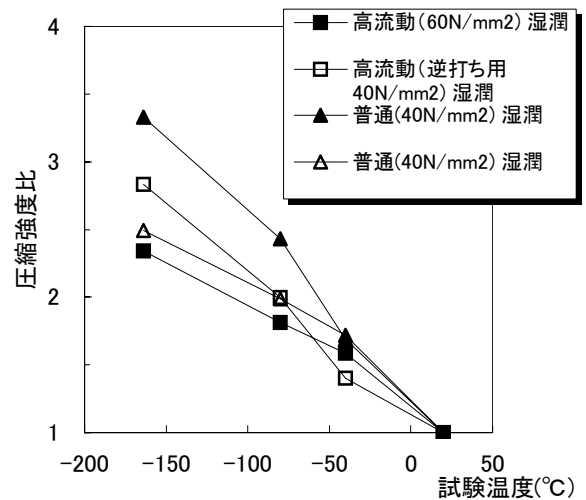


図-4.39 圧縮強度比

2) 高温履歴後圧縮強度試験

① 試験方法

供試体の作製、試験方法は 3.2.5(1) と同じである。履歴最高温度は 200℃ および 400℃ とした。

② 試験結果

常温 (20℃) との残存圧縮強度比 (20℃の圧縮強度に対する比) の関係 3.2.5 の結果をあわせて 図-4.40 に示す。普通 (40N/mm²、W/P : 38.5、W/C+EX : 43.4 : 図中△) のみ、若干の低下が見られたが、200℃の履歴後では、圧縮強度に変化が見られないことがわかる。400℃履歴後は残存圧縮強度比で 0.6~0.9 程度まで低下することがわかった。高強度・高流動配合が特に低下が大きい傾向は見られず、W/Pが 30%程度では、爆裂などの傾向が表れないことがわかった。FIP²⁴⁾のデータ(図-3.33)に比べると、今回の結果はいずれの配合も残存圧縮強度比は上回っており、200℃加熱徐冷後も 100%の残存圧縮強度比であった。

静弾性係数比 (20℃での弾性係数に対する比) を 図-4.41 に示す。200℃履歴後は、静弾性係数

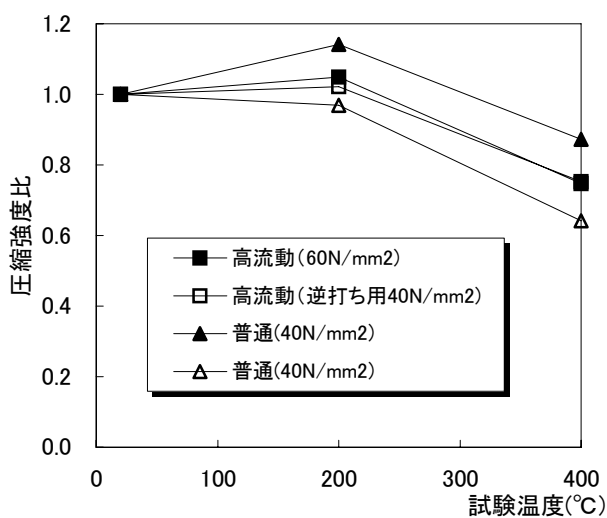


図-4.40 残存圧縮強度比

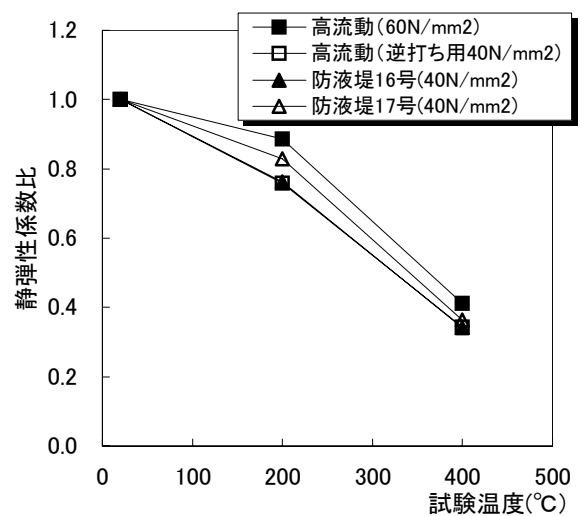


図-4.41 静弾性係数比

比では 0.85～0.95 となり、400℃履歴後は 0.3～0.4 程度になっていることがわかる。高強度・高流動コンクリート配合は、各温度履歴後、最も高い残存弾性係数比を示しており、高温履歴による影響は普通コンクリートと同程度であると考えられる。また、高強度・高流動コンクリートの弾性係数は、常温で $3.43 \times 10^4 \text{ N/mm}^2$ で、水結合材比 40%前後のコンクリートより 10%程度大きくなった。

(8) まとめ

高流動コンクリートの配合実験から得られた主な知見を以下に示す。

1) 自己充填性

所要のU型充填高さ（ $\geq 30\text{cm}$ ）を確保するためには、単位粗骨材量を $0.340\text{m}^3/\text{m}^3$ 以下、水粉体容積比を 1.1 以下の範囲で設定する必要がある。なお、本施工用のコンクリート配合では、単位粗骨材量を $0.300\text{m}^3/\text{m}^3$ 、水粉体容積比を 0.92 程度に設定しており、上記の範囲に対して十分に安全側の配合であるといえる。

2) 流動保持特性

年間の環境温度の変化に対応して、高性能 AE 減水剤の種類および使用量を調整することで、練上りから 120 分程度までは、スランブフローを $60 \pm 7.5\text{cm}$ の範囲に制御できる。

3) 強度特性

超低熱ポルトランドセメントを使用した場合、材齢初期では強度発現が小さく、材齢の経過に伴って強度が徐々に増進する傾向にある。また、膨張材を用いた場合の強度発現は、用いない場合よりも若干遅延する傾向にある。したがって、所要の強度を確保するためには、初期の湿潤養生期間を極力長くするとともに、乾燥防止に十分に配慮する必要がある。なお、圧縮強度発現特性は、積算温度を指標とした場合、温度補正値を 0℃として算出することで良好な相関関係が得られる。

4) 発熱特性

超低熱ポルトランドセメントを用いることにより、発熱速度が大幅に低減される。このため、放熱の影響が大きい部材厚の小さい壁状構造物に適用した場合には、温度上昇量が抑制されるとともに、温度降下速度が緩慢になり、温度ひび割れの制御に対して有利となる。

なお、膨張材の使用により、発熱速度、発熱量とも若干増大する傾向となる。

5) 体積変化

コンクリートの自己収縮特性は、セメントの種類により顕著に相違し、超低熱ポルトランドセメントを用いた場合には、従来のセメントと比較して自己収縮量が極めて小さい。このため、単位セメント量が $500\text{kg}/\text{m}^3$ 程度の高強度配合に対して膨張材を $30\text{kg}/\text{m}^3$ 程度内割で用いることにより収縮補償用コンクリートとしての所要の膨張性能が確保される。

6) 低温強度特性および高温履歴後の強度特性

低温圧縮強度は、設計基準強度 $40\text{N}/\text{mm}^2$ のコンクリートと同等以上の強度増加量となることを確認した。

200℃の温度履歴後では、圧縮強度の低下は見られず、400℃履歴後は圧縮強度比で 0.7 以上残存し、高強度・高流動配合が特に低下が大きい傾向は見られず、W/P が 30%程度では、爆裂などの傾向が表れないことがわかった。

4.3.4 示方配合

4.3.1～4.3.3 で得られた知見に基づいて示方配合を決定した。

(1) 材料

1) セメント

図-4.26 に高炉セメントB種の結果を加え、低熱ポルトランドセメント、中庸低熱セメント、高炉セメントB種の3種類のセメントを用いたコンクリートの断熱温度上昇試験結果を比較したものを図-4.42に示す。3種類のセメントについて行った強度発現試験の結果(図-4.21)を整理した図を図-4.43に示す。また、高炉セメントB種、中庸低熱セメントと低発熱セメントに膨張材を内割で15、30kg/m³混和した場合の自己収縮量を図-4.44に示す。

これらの結果から使用するセメントは低熱セメントとすることとした。

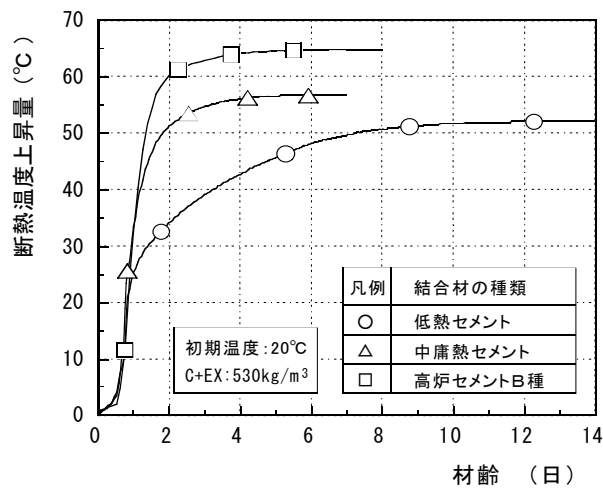


図-4.42 断熱温度上昇試験結果^{1), 10), 16), 22)}

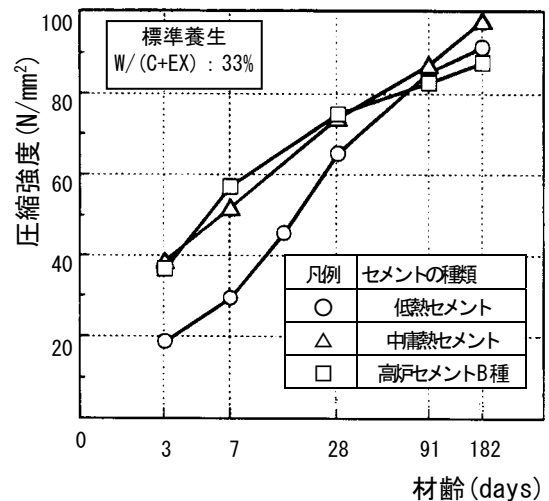


図-4.43 強度発現試験の結果¹⁾

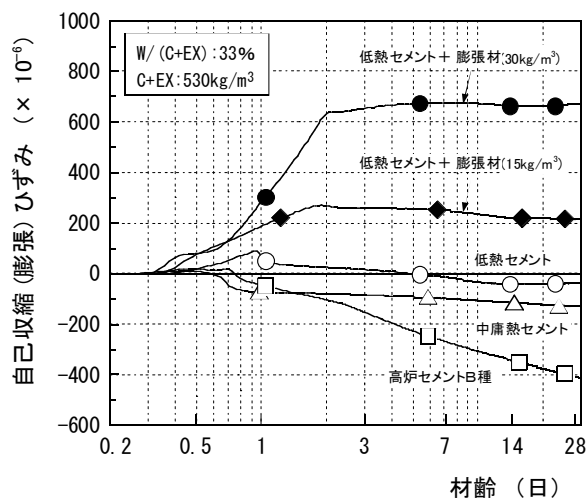


図-4.44 自己収縮量^{1), 3)}

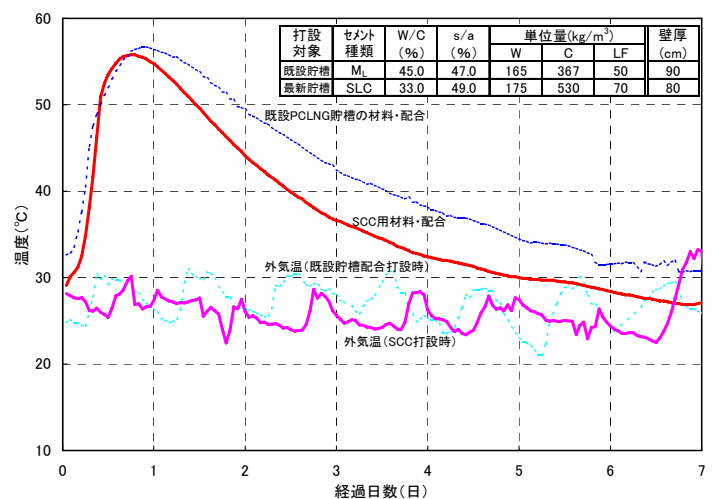


図-4.45 温度上昇試験結果(ダミー壁)^{1), 2)}

2) 骨材

当地域では通常、細骨材として海砂と砕砂を混合したものを使用している。砕砂は粉体と同様の働きをする微粒分を比較的多く含み、その変動が十分に管理できておらず、一方、海砂は除塩処理に伴って微～細粒分が少なく、また採取場所の違いによる粒度の変動が非常に大きいのが実情である。そこで、高流動コンクリートに用いる細骨材としては、粒度の範囲を限定した海砂のみとした。なお、常時入手が困難な場合には貯蔵ヤードに予めキープしておくことにした。

粗骨材は、高強度コンクリートに適した強硬で耐久的な砕石を選択して使用することとした。

3) 混和剤

混和剤としては、既設貯槽の工事用開口部の閉塞用の高流動コンクリート等に採用した実績のあるポリカルボン酸塩を主体とする高性能 AE 減水剤を使用した。

レディーミクストコンクリート工場から現場までのアジテータ車での運搬およびポンプによる配管圧送を用いた打込みに要する施工上の可使時間の範囲内で所要の流動性が保持されるよう、温度条件に応じて高性能 AE 減水剤タイプ（常温用／高温用）および使用量を調整した。

(2) 配合設計

表-4. 18 に選定した使用材料を用いた試験練りから定めた高強度・高流動コンクリートの示方配合を示す。海砂の粒度をはじめとする使用材料の品質の相違や骨材の表面水率補正に起因した水量の変動に対しても、所要の自己充填性が確実に確保されるよう、石灰石微粉末を使用して粉体の増量を図り、材料分離抵抗性を高めるとともに、鉄筋や鋼材が密に配置された狭隘な間隙をコンクリートが完全に充填できるよう粗骨材量を調整した。

また、温度変化や乾燥作用によってもたらされる硬化後の収縮を補償する対策として、CSA系の膨張材を $15\text{kg}/\text{m}^3$ 混和し、収縮ひび割れに対する抵抗性を高めた（図-4. 44）。

予想される温度上昇は中庸低熱ポルトランドセメントを使用した設計基準強度 $40\text{N}/\text{mm}^2$ と同等程度にまで抑制することが可能となる。（図-4. 45）このセメントは自己収縮ひずみ量も他のセメントより低めであり、CSA系の膨張材を併用することで硬化後の収縮を補償できる。

PC 防液堤に適用するコンクリートは、特に防液堤は断面がマッシブな高強度マスコンクリート構造物となるため、セメントの水和に起因した温度収縮や自己収縮の増大に伴うひび割れ発生を抑制することが防液堤としての機能性を確保する上で重要な課題となる。そこで、これらの要求性能を実現するために、図-4. 8 に示すフローにより、材料および配合の設計、硬化後の品質の照査および収縮ひび割れ制御設計を実施した。

表-4. 18 高強度・高流動コンクリートの示方配合^{1), 3)}

粗骨材 最大寸法 (mm)	自己充 てん性 ランク	水 結合材比 (%)	水粉体 容積比 (%)	空気量 (%)	単位粗骨材 絶対容積 (m^3/m^3)	単位量(kg/m^3)						
						W	C	EX	LF	S	G	SPA
20	2	33.0	92.1	4.5	49.0	175	515	15	70	737	789	9.0

4. 4 耐久性

防液堤の合理的な建設方法を検討する上では、その施工方法が強度発現特性や耐久性に与える影響を適切に評価して判断する必要がある。施工方法のうちコンクリートの養生は、強度発現はもとより、塩化物イオンやCO₂などの浸透速度を左右する耐久性に関する重要な要因である。

養生期間が短い場合、若材齢時に表面からの水分が逸散し、硬化組織が粗となり、強度発現や物質透過抵抗性が劣ることとなる。

一般に高流動コンクリートや高強度コンクリートは、低水結合材比で粉体量が多いことから、細孔構造が緻密で、物質透過に対する抵抗性が大きい。また、打継ぎの処理を簡素化しても、打継ぎのない箇所と同等の強度特性を有しているといわれている²⁵⁾。そのため、高強度・高流動コンクリートの高い潜在能力を利用して、早期に脱枠し、養生期間を短縮し、打継ぎ処理を簡略化できれば、省力化とともに、工期短縮等の施工の合理化を図ることが可能となる。

特に海岸からの距離が近い環境下で、高強度・高流動コンクリートを使用して、構造物を短期間に建設する場合には、養生期間が強度発現に与える影響に加えて、塩化物浸透等の耐久性に与える影響を照査する必要がある。しかし、現在のところ、養生期間による強度発現や中性化や塩化物浸透等の耐久性に与える影響、あるいは養生期間や打継ぎ方法が耐久性に与える影響については、十分に解明されていない。

そこで、高強度・高流動コンクリートを使用することにより、PCLNG貯槽のPC防液堤工事における脱枠期間を短縮することを目標として、養生や打継ぎ条件が、強度発現、細孔構造、中性化速度、塩化物イオン浸透性、透水性に与える影響に関して検討した²⁶⁾。

4.4.1 高流動コンクリートおよび高強度コンクリートの耐久性に関する既往の研究

(1) 高流動コンクリートの耐久性に与える養生条件の影響に関する研究

下村ら⁴⁾は、中庸熟ポルトランドセメントを粉体の主成分として用いた高流動コンクリート、高炉スラグ微粉末を粉体の一部に用いた高流動コンクリートの2種類の高流動コンクリートを用いて、早期に脱型を行い、養生を省略したときに得られる硬化後の品質について実験を行っている。その結果、2種類の高流動コンクリートはいずれも、材齢2日で脱枠し、その後特別な養生を行わない場合であっても、得られる強度は一般の構造物に用いるには十分であるとしている。また、中庸熟ポルトランドセメントを粉体の主成分として用いた高流動コンクリートを材齢2日で脱枠した場合に得られる硬化後のコンクリートの品質は、圧縮強度、乾燥収縮、乾燥収縮ひび割れ、中性化、塩分浸透性に関して、水セメント比55%の普通コンクリートに良好な養生を施した場合と、同等またはそれ以上にあることを確認している。また十分な空気量を混入することにより、材齢2日で脱枠する場合にも耐凍害性を確保できるとしている。

さらに、高炉スラグ微粉末を粉体の一部に用いた高流動コンクリートは、養生条件に関わらず、乾燥収縮ひび割れが発生しやすい傾向にあり、早期脱型を行った場合の圧縮強度、乾燥収縮、中性化、塩分浸透性は、中庸熟ポルトランドセメントと同程度であるが、十分な養生を行った場合には、耐凍害性が著しく向上するとしている²⁵⁾。

小林ら²⁷⁾は、石灰石微粉末あるいは高炉スラグ微粉末を用いた高流動コンクリートの微細組織につい

ての研究で、石灰石微粉末を使用することによって、材齢初期におけるセメントの水和が促進され、コンクリート中のセメントの硬化体組織は緻密になり、それ以降、水和はあまり進行しないこと、高炉スラグ微粉末の使用によりセメント硬化体組織は異なったものになり、長期材齢でも水和が進行することを明らかにしている。

(2) 高流動コンクリートの耐久性に与える打継処理方法の影響に関する研究

高流動コンクリートはブリーディングおよびレイタンスがほとんど発生しないことから通常の打継時に行うレイタンス除去やグリーンカット等の打継処理作業の省力化が期待できる²⁸⁾。このため、これまでに高流動コンクリートの打継強度に関する研究^{29), 30), 31), 32)}が行われ、以下の知見が得られている。

普通コンクリートと比べ、打継目の処理方法の違いが打継強度に与える影響は小さく、打継面の表面処理を行わなくとも十分な打継強度が得られる^{30), 31), 32)}。むしろ、湛水養生を行った場合の引張強度比は気中養生を行った場合と比較して、打継材齢が3日では大差ないが打継材齢が28日では高くなるなど、打継強度に対しては、表面処理方法より養生条件の方がより大きな影響を与える²⁹⁾。

4.4.2 セメントの違いが耐久性に与える影響

(1) 耐中性化

各種セメントを用いた高流動コンクリートの促進中性化試験結果を表-4.19に示した。水セメント比33%の低水セメント比であり、13週の促進でも中性化深さは最大1mmで、いずれの場合も中性化はほとんど認められなかった。

表-4.19 高流動コンクリートの促進中性化試験結果¹⁷⁾

配合 種別	W/C (%)	セメント種類	試験開始時の 圧縮強度 (N/mm ²)	中性化深さ (mm)				備考
				3 週	6 週	9 週	13 週	
W ₀	33.0	SLC(超低熱)	84.0	0	0.8	1.0	1.0	促進条件 ・ 30℃ ・ 60%RH ・ CO ₂ 濃度 5%
		LC(低熱)	93.8	0	0.3	0.5	0.6	
		ML(中庸低熱)	91.1	0	0	0	0	

本実験での中性化促進実験は、既往の文献^{33), 34)}を参考にして、促進倍率は60倍と仮定した場合の経過年と中性化深さを図-4.46に示す。中性化深さは経過時間の平方根に比例すると仮定し、中性化速度係数を求めた。

$$X = b\sqrt{t} \quad (5)$$

ここに、X：中性化深さ (mm)、b：中性化速度係数 (mm/√年)、t：供用年数 (年)
中性化速度係数は以下の通りの極めて小さい値となった。

$$\begin{aligned} b &= 0.124 : \text{低発熱ポルトランドセメント (高ビーライト)} \\ &0.063 : \text{低発熱ポルトランドセメント} \\ &0.0 : \text{中庸熱セメント} \end{aligned}$$

高強度コンクリートに関する既往の測定例³⁵⁾を図-4.47に示すが、水セメント比が30%程度まで小さくなると中性化はほとんど進行しない結果となっており、今回も同様の結果となった。

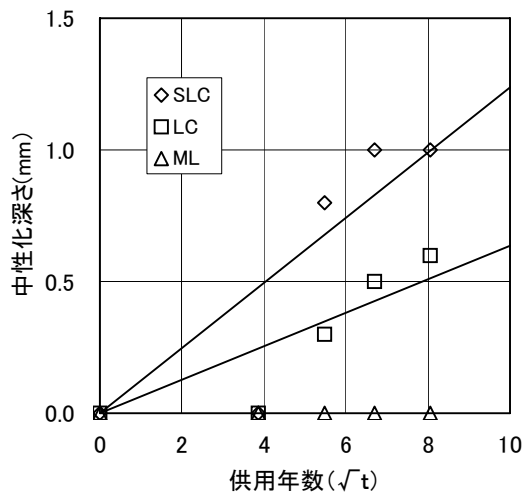


図-4.46 中性化試験結果

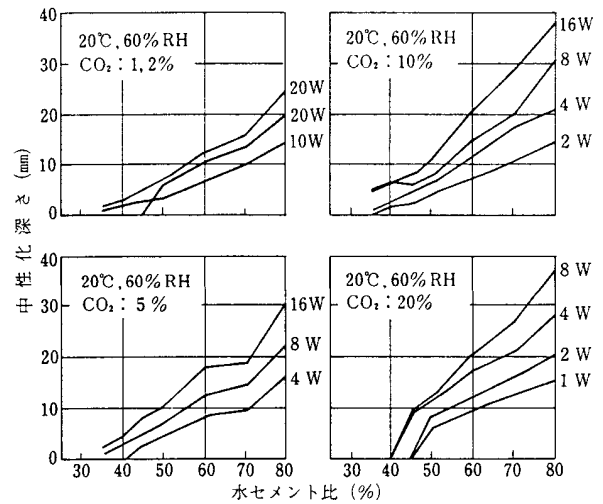


図-4.47 既往の中性化試験結果³⁵⁾

(2) 塩分浸透性

図-4.48 に塩分浸透抵抗性試験結果を示した。

セメントの種類による塩分浸透抵抗性の顕著な差異は認められなかった。

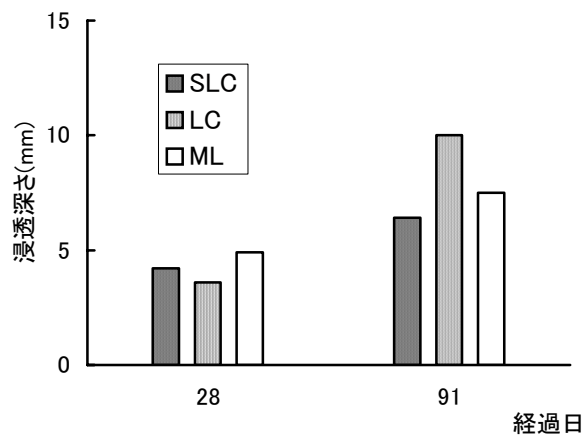


図-4.48 塩分浸透試験結果

(3) 凍結融解抵抗性

凍結融解サイクルに伴う相対動弾性係数および重量減少率の変化をそれぞれ図-4.49 (a) および図-4.49 (b) に示した。

90N/mm² の高強度域でも空気量が 2.8% 以下の供試体については、凍結融解の繰り返しに伴って相対弾性係数が低下する結果が得られた。また、重量減少量は、いずれも極めて小さく、凍結融解抵抗性に劣る供試体については逆に重量が増加する傾向が認められた¹⁹⁾。

本試験に関し、近松ら¹⁹⁾ が耐久性指数と硬化後の空気量、気泡間隔係数の関係を整理した結果を図-4.50 および図-4.51 に示す。

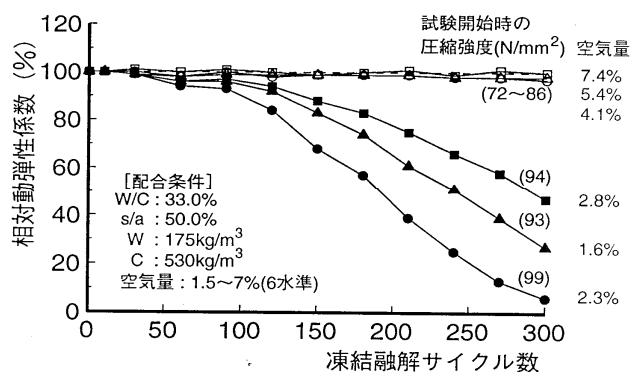


図-4. 49 (a) 凍結融解試験結果 (相対動弾性係数) ^{17), 19)}

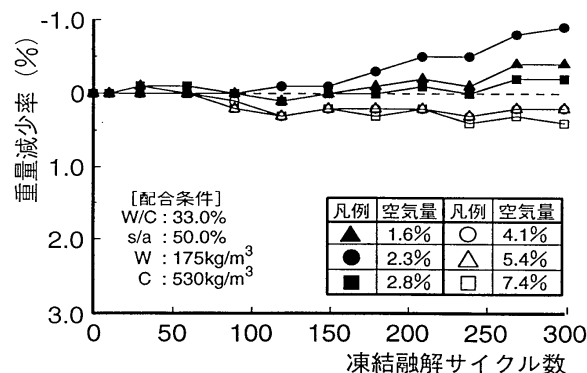


図-4. 49 (b) 凍結融解試験結果 (質量減少率) ^{17), 19)}

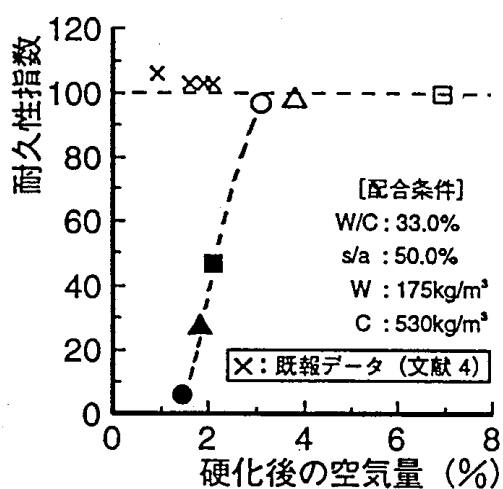


図-4. 50 空気量と耐久性指数 ¹⁹⁾

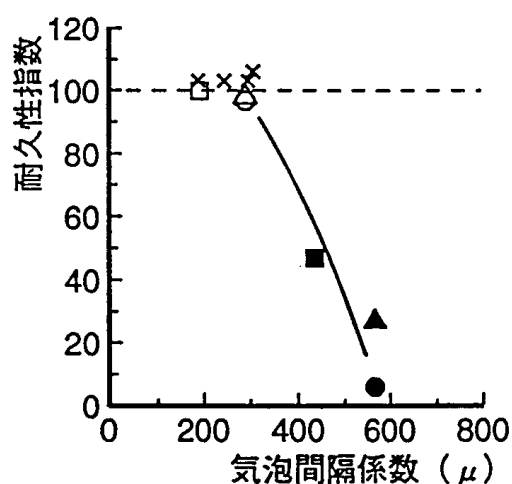


図-4. 51 気泡間隔係数と耐久性指数 ¹⁹⁾

本実験結果と既往の結果³⁶⁾では、低空気量域での耐凍害性の評価に明らかな相違が生じる。すなわち既往のデータでは、硬化後の空気量が 2%程度以下になっても耐久性指数が 100 を確保できるのに対し、今回の結果では、空気量 3%程度以下になれば耐久性指数が減少している。

一方、気泡間隔係数と耐久性指数では、今回の結果と既往の結果は良好な相関が認められ、気泡間隔係数が 300 μ よりも小さい場合は十分な凍結融解抵抗性が確保される。

これらの結果は、連行気泡の量と気泡径の分布形態が一義的には定まらないことを示すとともに、低水セメント比のコンクリートに関してもエントレインドエアの連行が耐凍害性を確保するために必要であることを考えられる¹⁹⁾。また、高強度コンクリートであることから、凍結融解作用の繰返しに伴う供試体のスケーリングはほとんど認められなかった。

なお、膨張材の有無による凍結融解抵抗性の相違はないことが確認された。

(4) まとめ

高流動コンクリートは、低水セメント比であるため、耐中性化に優れている。遮塩性に関しては、セメントの違いによる差は見られなかった。また、コンクリート中に適度なエントレインドエアを連行することで十分な凍結融解抵抗性が確保される。

4.4.3 養生条件および打継ぎ方法が耐久性に与える影響

(1) 実験概要

1) 検討内容

実験の目的は、養生期間の違いがコンクリートの強度および耐久性に与える影響を確認することと、打継ぎ処理の有無と打継ぎ材齢が打継ぎ部の強度および耐久性に与える影響を確認することである。養生期間の試験の内容を表-4.20 に示す。養生方法は、現場での型枠存置期間と相関があると考えられる封緘養生とした。試験項目は、圧縮強度、細孔分布、塩分浸透、中性化である。養生期間の水準は、24 時間(1 日)、72 時間(3 日)、14、28、91 日間封緘養生を行い、封緘養生終了後は、材齢 91 日まで気中養生 (20℃, 60~80%RH) を行った。

打継ぎ処理の試験内容を表-4.21 に示す。試験項目は、曲げ強度、塩分浸透、中性化、透水試験とした。打継ぎ部の処理方法は、ブラシによるレイタンス除去の有無とし、打継ぎ材齢は、LNG 貯槽の防液堤工事の現状の打継ぎ材齢 28 日に対する短縮を想定して、1 日、3 日および 28 日とした。

2) 使用材料と配合

本試験に用いたコンクリートの使用材料を表-4.22 に、配合およびフレッシュコンクリートの試験結果を表-4.23 に示す。

3) 供試体および試験方法

コンクリートの練混ぜはパグミル型の二軸強制練りミキサ (公称容量 100 リットル) を用い、練混ぜ量は 60 リットル/バッチとした。練混ぜ方法は、骨材およびセメントを投入後、空練りを 30 秒間行い、その後、水および混和剤を加えて 90 秒間練り混ぜた。

① 圧縮強度試験

φ10×20cm の円柱供試体を用い、材齢 3 日までの若材齢試験用の供試体は石膏キャッピングにより端面を成型した。また、材齢 7 日以降の強度試験用供試体については、試験の直前に端面を研磨して供試体を成型した。圧縮強度試験は JIS A 1108-1993 に準拠した。

② 中性化促進試験 (図-4.52)

10×10×40cm の角柱供試体を使用し、長手方向の側面を除く 4 面をエポキシ樹脂にて被覆処理した後、材齢 91 日以降に供試体を中性化促進試験槽内に入れた。促進条件 30℃, 60%RH, CO₂ 濃度 5% で、促進期間 1, 2 ヶ月後に 1%濃度のフェノールフタレイン溶液噴霧による変色域の測定を行った。

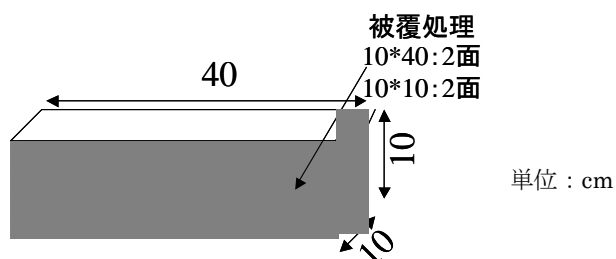


図-4.52 中性化促進試験の供試体²⁶⁾

表-4.20 養生期間がコンクリートの強度、耐久性に与える影響確認実験²⁶⁾

試 験	供試体寸法	供試体の養生方法				試験材齢				
		温度	水中	封緘	気中	1 日	3 日	7 日	28 日	91 日
圧縮強度試験	φ 10×20cm	20℃	91 日	—	—			○	○	○
			—	91 日	—	○	○	○	○	○
			—	28 日	63 日					○
			—	14 日	77 日					○
			—	7 日	84 日				○	○
			—	3 日	88 日				○	○
			—	1 日	90 日				○	○
細孔分布試験 塩分浸透性試験 中性化促進試験	10×10×40cm	20℃	91 日	—	—	細孔分布試験 : 91 日後 塩分浸透性試験 : 91 日養生後塩水浸漬 2.5 年 中性化促進試験 : 91 日養生後 中性化促進 1,2 ヶ月				
			—	91 日	—					
			—	28 日	63 日					
			—	7 日	84 日	*91 日水中は、塩分浸透, 中性化試験のみ 91 日封緘は、細孔分布試験のみ				
			—	3 日	88 日					
			—	1 日	90 日					

表-4.21 打継ぎ方法の違いがコンクリートの強度、耐久性に与える影響確認実験²⁶⁾

試 験	供試体寸法	養生	打継ぎ方法		試験の試料数
			打継ぎ材齢	レイタンス処理	
曲げ強度試験	10×10×40cm	20℃	なし*	—	塩分浸透性試験 : 91 日養生後 塩水浸漬 2.5 年 中性化促進試験 : 91 日養生後 中性化促進 1, 2 ヶ月 * 打継ぎなし (一体) は、曲げ強度試験, 透水試験のみ
塩分浸透性試験			1 日	有り	
中性化促進試験			1 日	無し	
透水試験	φ 15×15cm	封 緘 91 日	3 日	有り	
			3 日	無し	
			28 日	有り	
			28 日	無し	

表-4.22 使用材料²⁶⁾

セメント	宇部興産製 低発熱ポルトランドセメント : 密度 3.24 g/cm ³ , 比表面積 3,480cm ² /g
細骨材	木更津産 陸砂 : 表乾密度 2.60g/cm ³ , 吸水率 1.95%, 粗粒率 2.63
粗骨材	青梅産 砕石 : 最大寸法 20mm, 表乾比重 2.60, 吸水率 1.95%, 粗粒率 2.63
混和剤	高性能 AE 減水剤 (ポリカルボン酸系)
練混ぜ水	上水道水

表-4.23 コンクリートの配合とフレッシュコンクリートの試験結果²⁶⁾

配 合							フレッシュコンクリートの試験結果					
水セメント比 (%)	細骨材率 (%)	単位量 (kg/m ³)					スランプフロー (cm)	O ロート流下時間 (秒)	空気量 (%)	温度 (℃)	凝 結	
		水	セメント	細骨材	粗骨材	高性能 AE 減水剤					始発	終結
30.0	48.5	165	550	780	848	8.25	60.5	10.7	4.8	20.8	08-20	09-55

③ 塩分浸透試験 (図-4.53)

10×10×40cm の角柱供試体を使用し、長手方向の側面を除く 4 面をエポキシ樹脂にて被覆処理した後、材齢 91 日以降に人工海水中に浸漬した。2 年 6 ヶ月間浸漬した後、φ 30×10cm のコアを採取し、深さ方向に 12.5mm 毎にスライスし、微粉碎後、塩分濃度を測定した。

④ 曲げ強度試験 (図-4.54)

10×10×40cm の角柱供試体を用い、型枠に先打ちコンクリート (10×10×20cm) を入れた状態で鉛直に設置し、所定の打継ぎ材齢で後打ちのコンクリートを打込んだ。打継ぎ処理を行う場合には、ワイヤブラシを用いて厚さ 1mm 程度を削り取った。JIS A 1108-1993 に準拠して、試験材齢 91 日で

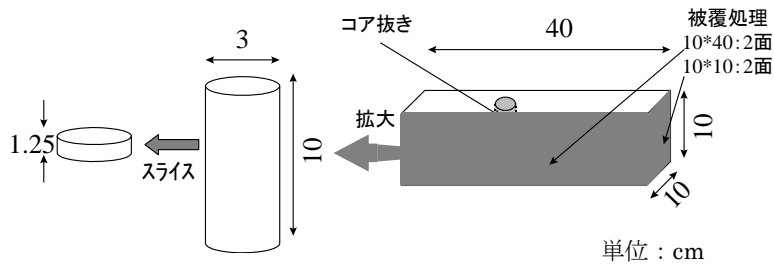


図-4.53 塩分浸透試験の供試体²⁶⁾

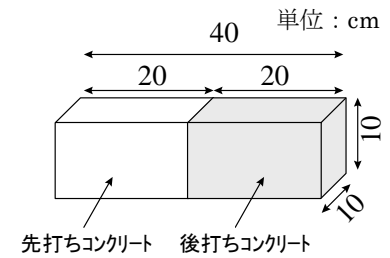


図-4.54 曲げ強度試験の供試体²⁶⁾

試験を実施した。

⑤ 透水試験（図-4.55）

φ15×15cmの円柱供試体を使用した。打継ぎ供試体の作製は、キャップレスの円柱型枠（φ15×30cm）を使用し、先打ちコンクリート（φ15×30cmの半円）を入れた状態で、後打ちコンクリートを打ち込んだ。打継ぎ処理を行う場合は、ワイヤブラシを用いて厚さ1mm程度を削り取った。供試体上面（直径15cm）より、3N/mm²の水圧を作用させ、48時間後に供試体を割裂し、直ちに水の浸透深さを測定した。

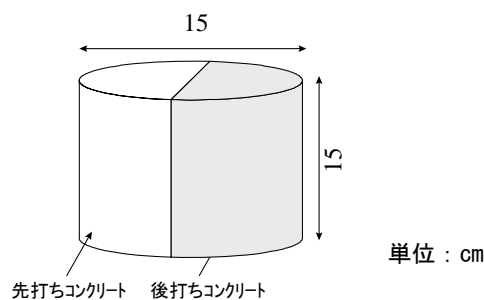


図-4.55 透水試験の供試体²⁶⁾

⑥ 細孔径分布

細孔径分布は、塩分浸透および圧縮強度供試体より試料を採取し、水銀圧入式ポロシメーターを使用して、43～75,000Åの範囲の細孔分布を測定した。

なお、打継ぎに関する各種供試体は、いずれも封緘養生を実施した。

(2) 養生条件が圧縮強度、中性化、塩分浸透に及ぼす影響

1) 細孔構造

全細孔容積と封緘養生日数と表面からの距離の関係を図-4.56に示す。

養生7日以下では、全細孔容積は0.08cc/g程度で養生期間による全細孔容積の差異は小さいが、養生を28日以上行くと、全細孔容積は80%以下となる。また、深さ方向の分布に関しては、全細孔容積は91，28日封緘では表面から2cm程度までが大きく、1,3,7日封緘では4cm程度まで大きくなり、封緘養生期間の違いが表面からの深さ方向に影響していることがわかる。

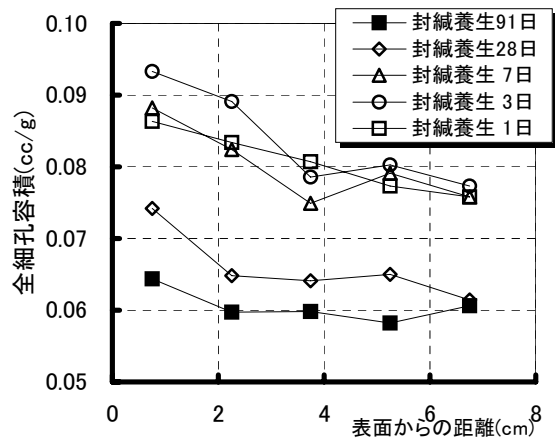


図-4.56 全細孔容積測定結果²⁶⁾

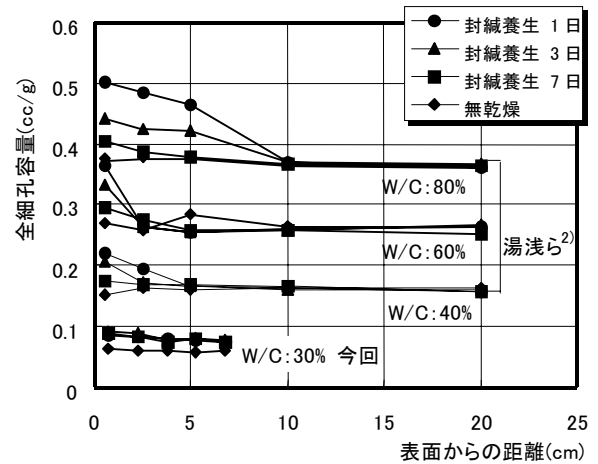


図-4.57 封緘養生期間と全細孔容積²⁶⁾

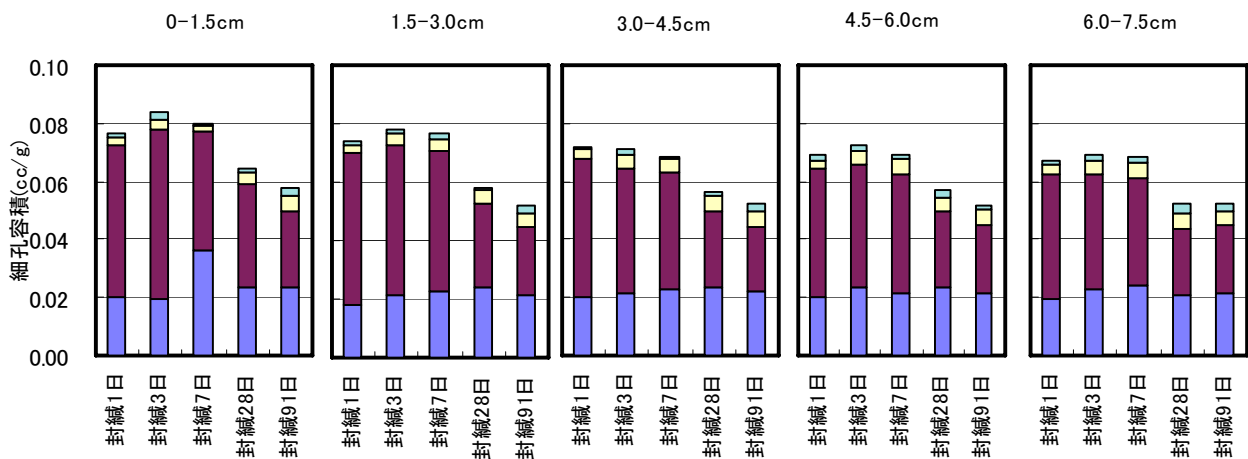


図-4.58 乾燥開始材齢（封緘養生期間）の細孔分布（表面からの各深さ別）²⁶⁾

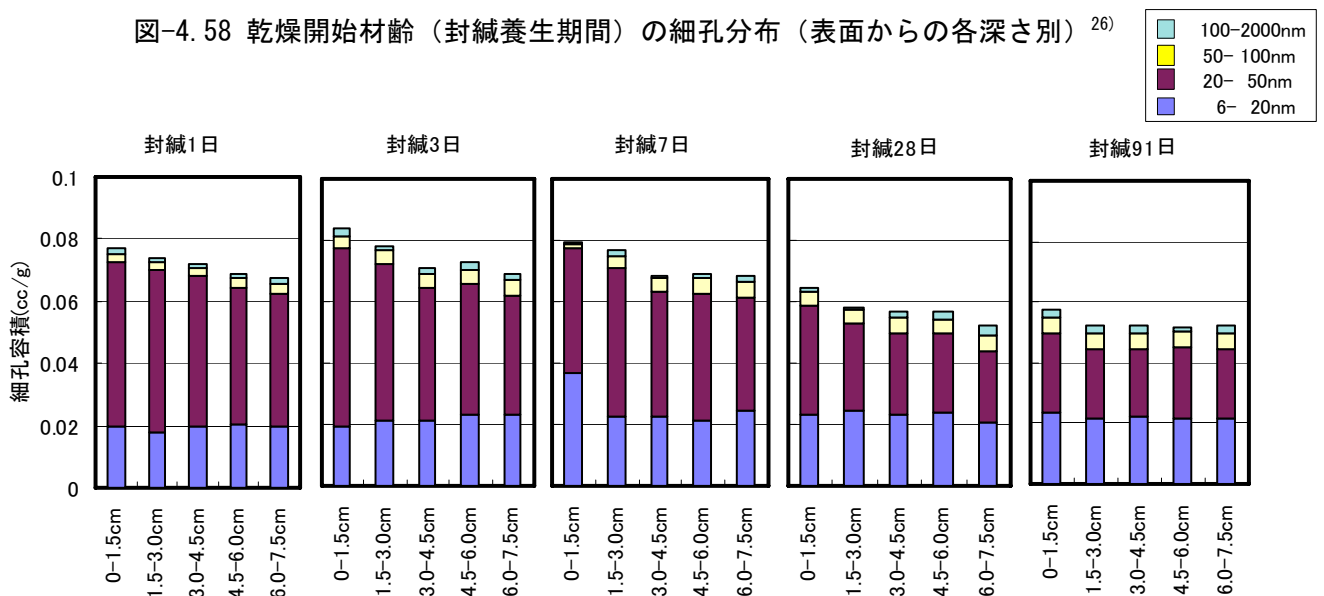


図-4.59 深さ方向の細孔分布（乾燥開始材齢（封緘養生期間）別）²⁶⁾

湯浅ら³⁷⁾によるW/C40～80%、全細孔容積と乾燥開始材齢と表面からの距離の関係と今回の結果を比較し、図-4.57に示す。湯浅ら³⁷⁾の試験材齢28日であり、厳密な意味での比較はできないが、今

回のW/C30%のコンクリートは、W/C40%以上のコンクリートに比べると、養生の影響する深さおよび全細孔量に与える影響は小さい結果となっている。このことから、高強度・高流動コンクリートは、結合材量が多く細孔構造が微細で、養生期間が細孔構造に与える影響は小さいと考えられる。

表面からの各深さ別に乾燥開始材齢（封緘養生期間）の細孔分布を図-4.58に、乾燥開始材齢（封緘養生期間）別に深さ方向の細孔分布を比較したものを図-4.59に示す。同一深さにおいては、封緘養生期間1,3,7日では、細孔半径20～50nmの細孔の占める割合が最も多く、全細孔容積の40～60%程度であり、ほぼ同じ細孔分布を示している。細孔半径6～20nmの細孔の容積は、深さ、封緘養生期間の差はなく0.02cc/gと一定の値を示している。封緘養生期間1,3,7日では、20～50nmの容積が、深くなるにつれて減少していき、それにより全細孔容積が減少している。一方、封緘養生期間28,91日では、深さによる細孔分布の差はほとんど無かった。このことから細孔構造は、1～7日はほとんど差が無く、28日以降は91日とほぼ同じ細孔構造を示していることがわかった。

2) 強度発現特性

養生期間による試験材齢と圧縮強度の関係を図-4.60に示す。全般的には、封緘養生期間を短縮した供試体ほど強度発現が遅延する結果となった。材齢91日における圧縮強度は、標準養生を行った場合に対して、養生を91日行った場合は約90%、養生28日の場合は約80%、養生14日の場合は約75%、養生3日の場合は約65%、養生を1日行った場合は約55%となった。

封緘養生期間と材齢91日の圧縮強度の91日水中養生供試体との圧縮強度比を図-4.61に示す。両者の関係は式(6)で表すことができる。

$$\sigma_{91,T} / \sigma_{91,水中} = 0.617 + 0.191 \times \log(T) \quad (6)$$

ここに、 $\sigma_{91,T}$ ：封緘養生T日の供試体の材齢91日での圧縮強度、 $\sigma_{91,水中}$ ：91日水中養生供試体の材齢91日での圧縮強度

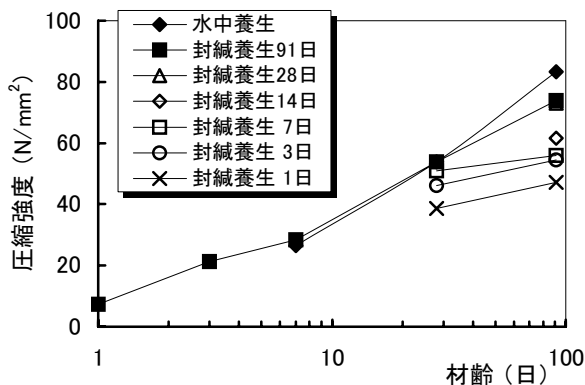


図-4.60 強度発現特性²⁶⁾

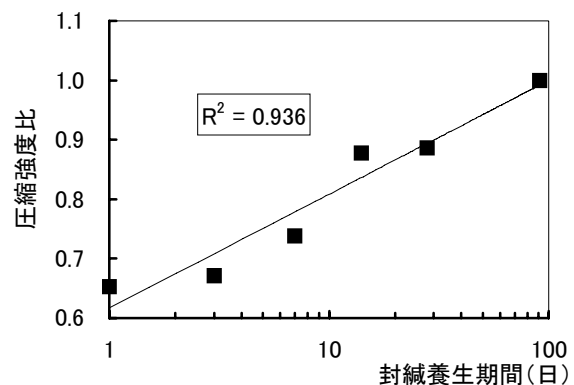


図-4.61 封緘養生期間と圧縮強度比²⁶⁾

また、圧縮強度は、細孔容積との相関が高いとされているため³⁸⁾、圧縮強度と表面から7.5cmまでの平均細孔容積との関係を調べた。圧縮強度と表面から7.5cmまでの細孔径50～2,000nmの平均細孔容積との関係を図-4.62に、全細孔容積との関係を図-4.63に示す。

圧縮強度は50～2,000nmの細孔容積、全細孔容積ともに高い相関を示した。強度と細孔容積は、羽原³⁸⁾が、60N/mm²程度までは、両者が線形関係にあることを明らかにしている。今回の結果からは、両者の関係は(7)、(8)式で表せる。

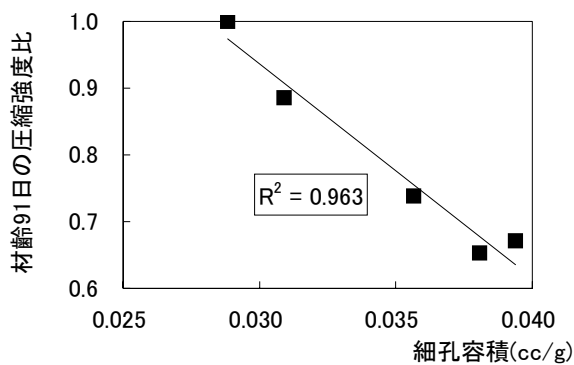


図-4.62 圧縮強度比と 50～2,000nmの細孔容積²⁶⁾

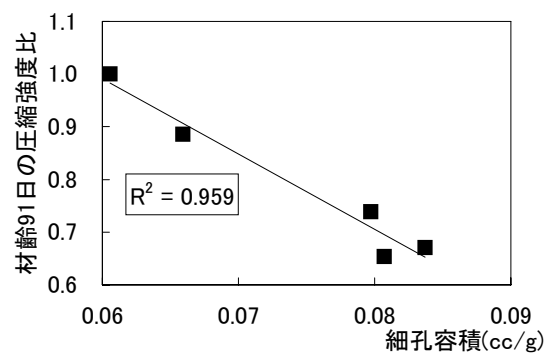


図-4.63 圧縮強度比と全細孔容積²⁶⁾

$$\sigma = 158.3 - 2676V_{50-2000} \quad (7)$$

$$\sigma = 153.8 - 1188V_{all} \quad (8)$$

ここに、 σ ：材齢 91 日のコンクリートの圧縮強度 (N/mm^2)、 $V_{50-2000}$ ：50～2,000nmの細孔容積 (cc/g)、 V_{all} ：全細孔容積 (cc/g)

3) 中性化速度

養生条件を変化させた各ケースの中性化促進実験結果を図-4.64 に示す。中性化速度係数は 4.2.2 の (5) 式から求めた。

中性化速度係数と封緘養生期間の関係を図-4.65 に示す。養生を 28 日行った場合の中性化速度係数に対して、養生を 14 日行った場合は約 2.2 倍、養生 7 日の場合は約 3.4 倍、養生 3 日の場合は約 4.9 倍、養生 1 日の場合は約 6.9 倍となった。また、水中養生を行った場合中性化はほとんど進行していない。これらのことから、養生を 28 日行った場合の中性化速度係数に対する各養生期間の中性化速度係数の関係は (9) 式の関係が得られた。

$$b_T = \gamma_{ne} \cdot b_{28} \quad (9)$$

$$\gamma_{ne} = 11.44 - 2.93 \cdot \log(T) \quad (T < 28)$$

$$\gamma_{ne} = 1.0 \quad (T \geq 28)$$

ここに、 b_T ：封緘養生を T (日) 行った場合の中性化速度係数、 b_{28} ：封緘養生を 28(日) 行った場合の中性化速度係数、 γ_{ne} ：封緘養生期間による中性化速度係数の補正係数

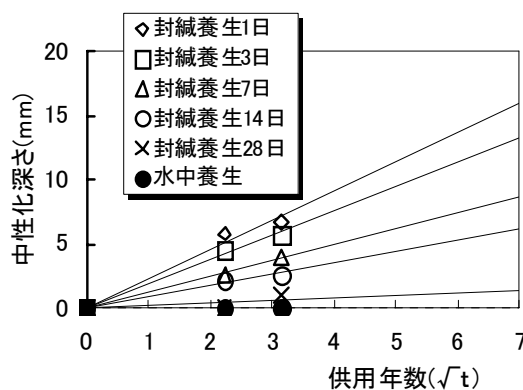


図-4.64 中性化促進試験結果²⁶⁾

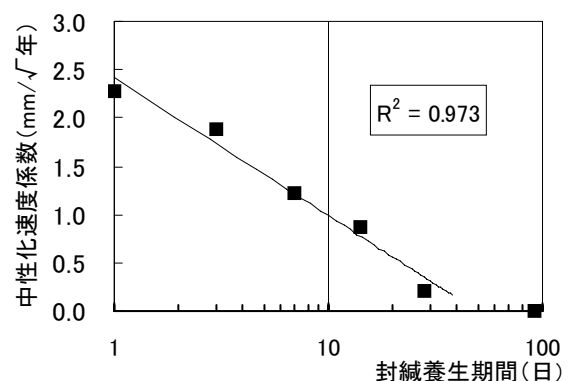


図-4.65 封緘養生期間と中性化速度係数²⁶⁾

また、中性化速度係数と表面から 3.0cm の全細孔容積の平均値の関係を図-4.66 に示す。中性化速度係数はコンクリート表層の細孔容積と相関のあることがわかった。また、全細孔容積が 0.06cc/g 以下では、中性化はほとんど進行しないことがわかった。

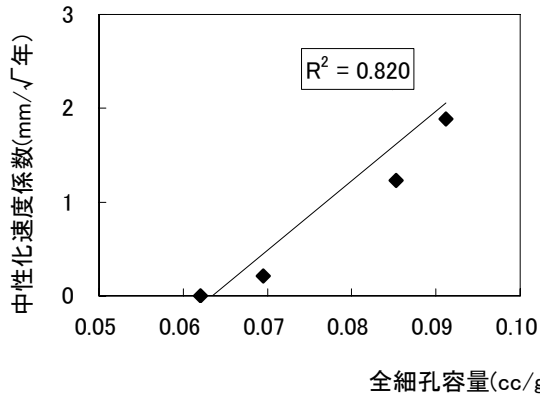


図-4.66 全細孔容積(表面～3cm)と中性化速度係数²⁶⁾

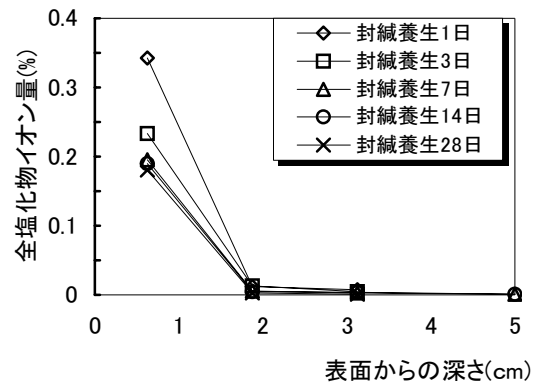


図-4.67 塩分浸透試験結果²⁶⁾

4) 塩化物イオン浸透量

海水浸漬を 2.5 年行った後の各養生条件の深さ方向の全塩化物イオンの測定値（コンクリート質量に対する質量百分率）を図-4.67 に示す。表面からの深さ 0～1.25cm では、全塩化物イオン量は、封緘養生期間 28, 14, 7 日では 0.181～0.195% であったのに対し、3 日封緘ではその約 1.2 倍、1 日封緘ではその約 1.8 倍となった。いずれのケースも 1.25cm 以深への浸透は少なかった。次に、初期条件として、初期塩化物イオン量 $C(t=0)$ を 0 とし、境界条件としてコンクリート表層部の塩化物イオン量 $C(x=0)$ を C_0 とした時、 t 時間経過後のコンクリート表面から深さ x の位置の塩化物イオン量が Fick の拡散方程式 ((10) 式) に従う³⁹⁾ と仮定して表面塩分量 C_0 と見かけの拡散係数 D_c を求めた。

$$C = C_0 [1 - \text{erf}(x / 2\sqrt{D_c \cdot t})] \quad (10)$$

封緘養生期間と C_0 と D_c の関係をそれぞれ図-4.68, 図-4.69 に示す。 C_0 , D_c いずれも、養生期間を長くするに従い小さくなる傾向を示すが、養生期間を 7 日以上とすると、養生期間の影響は少なくなる。養生期間 (T) と C_0 , D_c の間には (11), (12) 式に示す関係が得られた。

$$C_0 (\%) = 0.65 \cdot T^{-0.12} \quad (11)$$

$$D_c (\%) = 4.97 - 0.54 \cdot \ln(T) \quad (12)$$

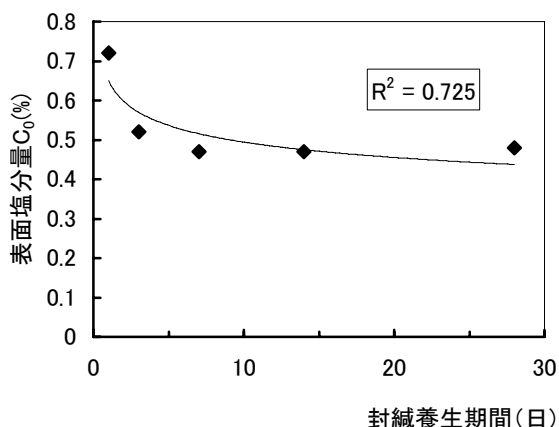


図-4.68 封緘養生期間と表面塩分量²⁶⁾

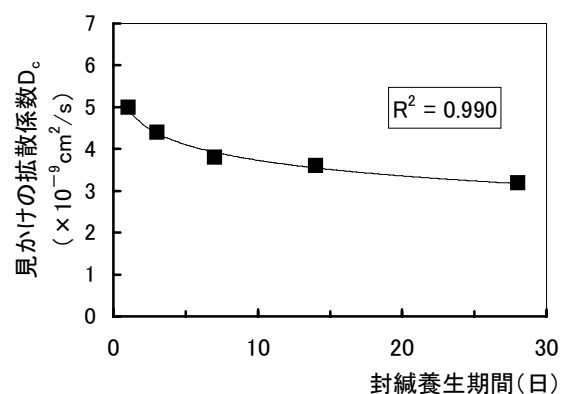


図-4.69 封緘養生期間と見かけの拡散係数²⁶⁾

ここに、 T ：養生期間(日)、 C_o ：表面の全塩化物イオン量(コンクリート重量%)、 D_c ：見かけの拡散係数 ($\times 10^{-9} \text{cm}^2/\text{s}$)

表面から 1.5cmにおける 4 種類の範囲の細孔容積と見かけの拡散係数との関係を図-4.70 に示す。見かけの拡散係数は、佐野ら⁴⁰⁾が 50~2,000nmの範囲の細孔容積との相関が最もよいとしているのに対し、20~2,000nmの方の相関が高く、特に 20~50nmとの相関が高い結果となった。表面から 1.5cmにおける 4 種類の範囲の細孔容積と表面塩分量との関係を図-4.71 に示す。表面塩分量と細孔容積の相関は見られなかった。

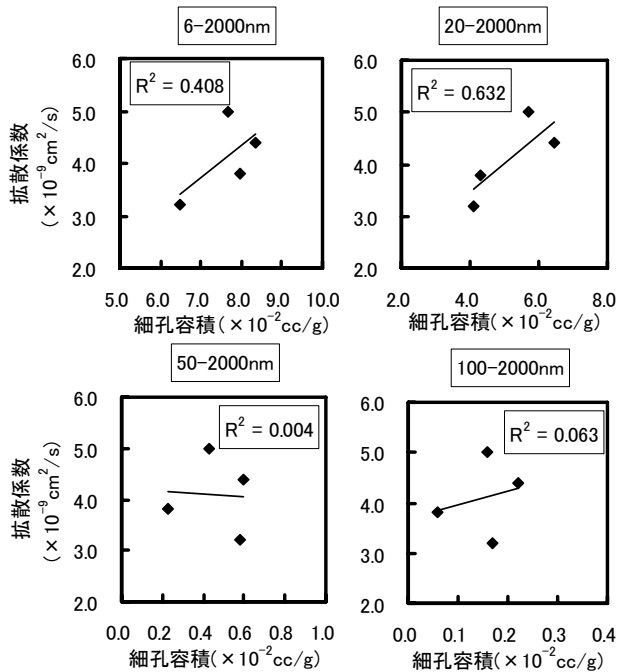


図-4.70 細孔容積と拡散係数²⁶⁾

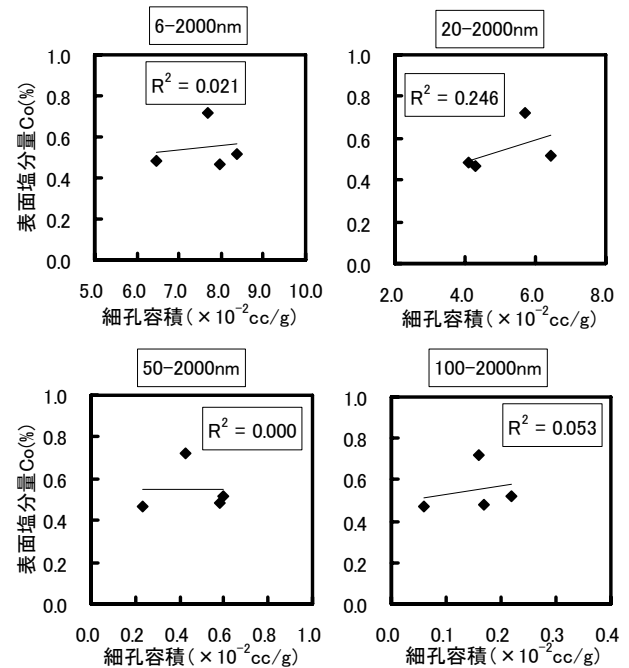


図-4.71 細孔容積と表面塩分量²⁶⁾

(3) 打継ぎ処理方法および打継ぎ材齢がコンクリートの強度、耐久性に与える影響

1) 曲げ強度

打継ぎ目のない一体供試体と打継ぎ処理の有無と打継ぎ材齢の各ケースの曲げ強度試験結果を図-4.72 に示す。打継ぎ処理した場合は、打継ぎ材齢が長いほど曲げ強度が小さくなる。これは、打継ぎを早く行うほど、付着強度が増加するためであると考えられる。試験結果から、打継ぎ材齢と曲げ強度比の関係は式(13) 式により表せる。

$$\sigma_{bTj} / \sigma_{b-体} = 0.4602 - 0.0423 \times \log(Tj) \quad (13)$$

ここに、 σ_{bTj} ：打継ぎ材齢 Tj (日)の供試体の曲げ強度(N/mm²)、 $\sigma_{b-体}$ ：一体供試体の曲げ強度(N/mm²)

打継ぎ処理をしない場合は、処理する場合に比して曲げ強度は 50%程度となる。また、曲げ強度のバラツキは大きく、打継ぎ材齢との顕著な相関は見られない。供試体破断面を観察した結果、ブラシ処理した場合は、破断面に凹凸があり、部分的には打継ぎ面以外で破壊しているのが認められるのに対し、無処理の場合はほとんどが打継ぎ面で破断している。これらの新旧コンクリートの付着性状の相違が、曲げ強度およびそのバラツキの差として表れたものと考えられる。

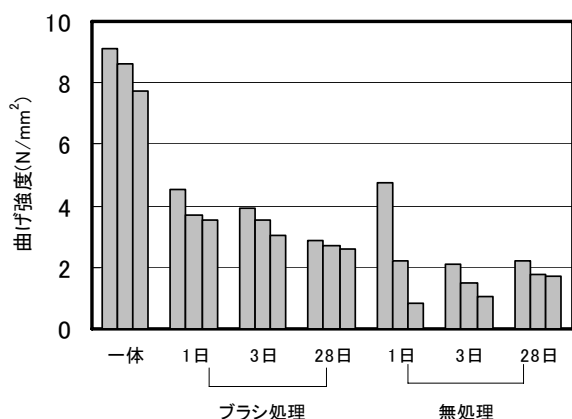


図-4.72 打継ぎ処理の有無，打継ぎ材齢と曲げ強度²⁶⁾

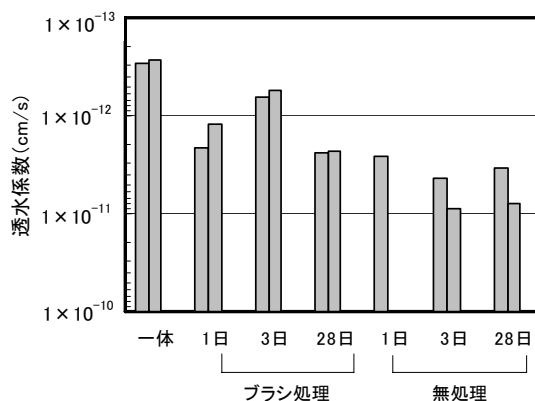


図-4.73 打継ぎ処理の有無，打継ぎ材齢と透水係数²⁶⁾

2) 透水性

打継ぎ目のない一体供試体と打継ぎ処理の有無と打継ぎ材齢の各ケースの透水係数を図-4.73 に示す。今回の実験からは、打継ぎ処理の有無に関わらず、打継ぎ材齢と透水係数の関係は明確ではない。

また、打継ぎ処理した場合は、透水係数比（一体供試体の透水係数に対する比）は、1.96～8.57 で平均 5.5 程度となったのに対し、打継ぎ処理をしない場合は、バラツキが大きく 12.14～31.79 で平均 19.4 程度であった。

3) 中性化深さ

打継ぎ部をブラシ処理した場合は、いずれの供試体においても中性化は認められなかった。これに対して、打継ぎ処理をしなかった供試体については、打継ぎ面を挟んで新旧コンクリートの断面を含むように供試体を割裂した場合には、打継ぎ部において中性化した領域が僅かに認められた。また、打継ぎ材齢による差は認められなかった。

4) 塩化物イオン浸透量

打継ぎ処理の有無と打継ぎ材齢の各条件での深さ方向の全塩化物イオンの測定値（コンクリート質量に対する%）を図-4.74 に示す。

打継ぎ処理の有無および打継ぎ材齢に関わらず 3.25cm 以深には浸透していないと考えられる。表面からの深さ 0～1.25cm では、全塩化物イオン量は、材齢 28 日の打継ぎ処理無しの供試体が 0.83% となり、やや高い数値を示したほかは打継ぎ処理の有無および打継ぎ材齢の相関は見られず 0.65～

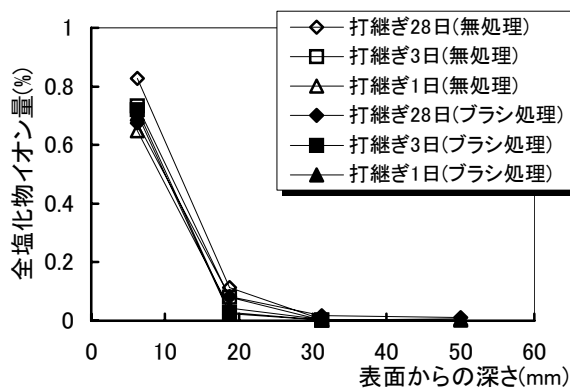


図-4.74 打継ぎ部の塩分浸透試験結果²⁶⁾

0.73%となっている。打継ぎのない場合の結果に比べると 1.9～2.4 倍となっており、打継ぎ面に沿って塩化物イオンが浸透しやすいことを示している。

打継ぎ処理の有無および打継ぎ材齢と見かけの拡散係数、表面塩分量の関係を図-4.75、図-4.76に示す。これらより、打継ぎ処理の有無に関わらず、打継ぎ期間が長くなれば見かけの拡散係数は大きくなることが認められる。また、打継ぎを3日で行う場合は、ブラシ処理を行う場合の方が拡散係数は60%程度となることがわかる。表面塩分量に関しては打継ぎ処理の有無、打継ぎ期間に関わらずほぼ同等の値を示すことが確認された。

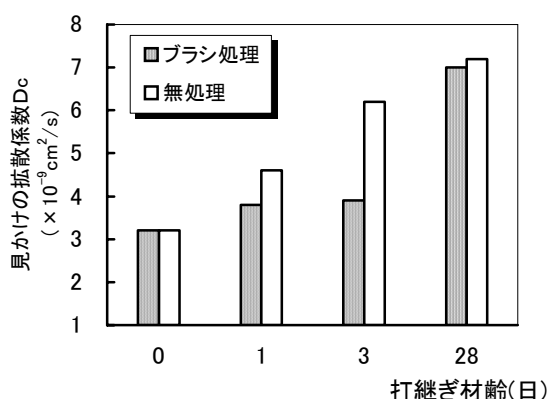


図-4.75 打継ぎ方法と見かけの拡散係数²⁶⁾

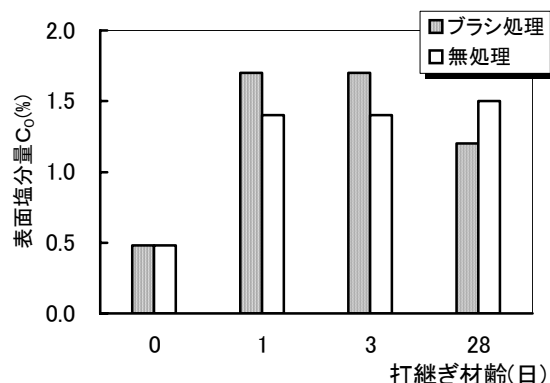


図-4.76 打継ぎ方法と表面塩分量²⁶⁾

(4) コンクリート構造物の耐久性照査のケーススタディ

1) 中性化深さ

(5) 式と (9) 式から得られた (14) 式を用いて、50 年後における中性化深さを算定した結果、養生条件に関わらず中性化の影響範囲は、表層から 2cm 程度に限定されると予測される。

$$X = \gamma_{ne} \cdot b_{28} \sqrt{t} \quad (14)$$

$$\gamma_{ne} = 11.44 - 2.93 \cdot \log(T) \quad (T < 28)$$

$$\gamma_{ne} = 1.0 \quad (T \geq 28)$$

ここに、X：中性化深さ (mm)、 b_{28} ：封緘養生を 28 日行った場合の中性化速度係数、 γ_{ne} ：封緘養生期間による中性化速度係数の補正係数、t：促進期間 (年)、T：封緘養生期間 (日)

2) 塩化物浸透

暴露試験で得られる表面塩化物イオン濃度 (C_0) および見かけの拡散係数 (D_c) は、主として環境条件やコンクリートの性質により定まる。竹田ら⁴¹⁾の研究では、 C_0 および D_c は時間的に変化することが明らかになっている。浸漬期間が 2.5 年経過しており、ほぼ定常状態に達していると考えられることから、今回の試験で得られた C_0 と D_c を用いて Fick の拡散方程式により、養生条件による塩化物イオンの浸透予測を行った。

鉄筋のかぶりを 7cm とした場合の一般部を想定した封緘養生期間による違い、打継ぎ部を想定した打継ぎ処理の有無と打継ぎ材齢による供用後 50 年における鉄筋位置での塩化物イオン量の予測結果を図-4.77 に示す。

まず、一般部においては、封緘養生 1 日の場合を除いて、コンクリート中の鉄筋の腐食が発生する限界塩化物量 (一般的に $1.2 \sim 2.5 \text{ kg/m}^3$)^{42), 43)} を超えるものはなく、今回使用した高強度・高流動

コンクリートの塩分浸透抵抗性が優れていることがわかる。打継ぎ部では、打継ぎ処理の有無に関わらず、打継ぎ材齢が長くなるほど塩分浸透量は多くなり、1日での打継ぎに比べて28日では約2倍となっている。また、ブラシによる打継ぎ処理をした方が無処理よりやや浸透量が少なくなる傾向が見られる。今回のようなコンクリートを使用した場合、一般部の塩分浸透が小さいことから、打継ぎ部は一般部に比べて塩分浸透が数倍から数10倍となっており、耐久性の面での弱点になりうる。

また、コンクリート標準示方書⁴⁴⁾の式を用いて試算すると、汀線では、 2.3kg/m^3 、水際線から0.1kmで 1.1kg/m^3 となり、今回行った予測の塩分量より多い結果となる。

また、図-4.78、図-4.79、図-4.80に全塩化物イオン量、 C_o 、 D_c の2ヵ月および2.5年の結果の比較を示す。これらの結果から、佐野ら⁴⁰⁾も示したように、浸透試験の期間が短い場合、 C_o を過小に、 D_c を過大に見積もる可能性があることがわかった。

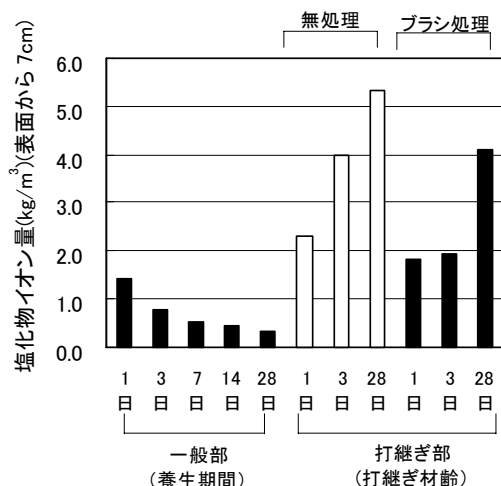


図-4.77 塩化物イオン浸透試算結果²⁶⁾

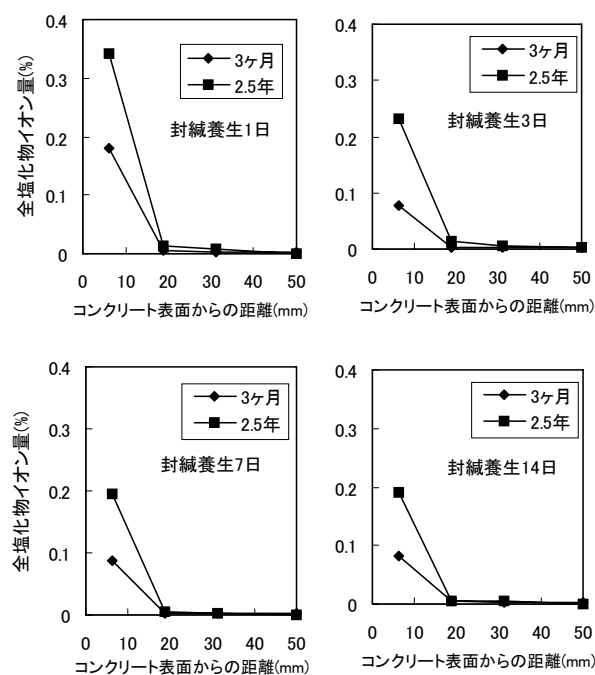


図-4.78 塩化物イオン量の浸透深さの比較²⁶⁾

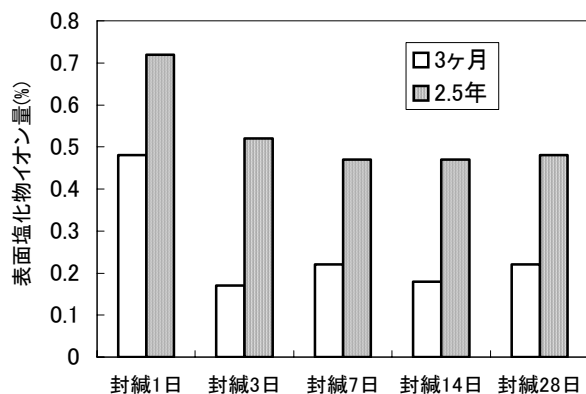


図-4.79 C_o の試験期間による比較²⁶⁾

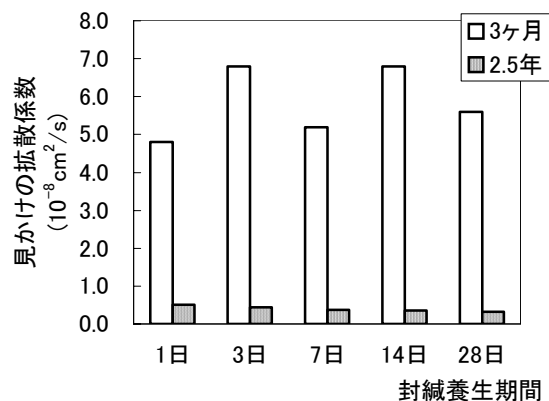


図-4.80 D_c の試験期間による比較²⁶⁾

(5) 結論

高強度・高流動コンクリートの養生期間および打継ぎ方法が強度、耐久性に与える影響について得られた知見を以下に示す。

1) 養生期間の影響

① 細孔径分布

養生期間が1～7日までは全細孔容積の差は小さい。

② 圧縮強度

材齢91日における圧縮強度は、養生を91, 28, 14, 3, 1日行った場合は、標準養生を行った場合に対してそれぞれ約90, 80, 75, 65, 55%となった。圧縮強度と表面から7.5cmまでの細孔径50～2,000nmの平均細孔容積および全細孔容積は非常に高い相関を示した。

③ 中性化

養生を28日行った場合の中性化速度係数に対して、養生を14日行った場合は約2.2倍、養生7日の場合は約3.4倍、養生3日の場合は約4.9倍、養生1日の場合は約6.9倍となった。また、28日以上養生を行った場合は中性化速度係数はほぼ一定であった。中性化速度係数はコンクリート表層の細孔容積と相関があり、全細孔容積が0.06cc/g以下では、中性化はほとんど進行しない。

④ 塩化物イオン浸透

C_0 と D_0 には養生期間(T)との相関が見られた。見かけの拡散係数は、20～50nmとの相関が高い結果となった。表面塩分量と細孔容積の相関は見られなかった。

2) 打継ぎ方法の影響

① 曲げ強度

打継ぎ処理した場合は、打継ぎ材齢が長いほど曲げ強度が小さくなり、バラツキが小さくなる。打継ぎ処理をしない場合は、処理する場合に比して曲げ強度は50%程度となる。また、曲げ強度のバラツキが大きく、打継ぎ材齢との相関は見られない。

② 打継ぎ方法と透水性

打継ぎ処理した場合は、一体ものとの透水係数比は、平均5.5程度、打継ぎ処理をしない場合は、平均19.4程度であった。

③ 打継ぎ方法と中性化

打継ぎ部をブラシ処理した場合は、いずれの供試体においても中性化は認められなかった。これに対して、打継ぎ処理をしなかった供試体については、打継ぎ部において僅かに中性化する領域が認められた。

④ 打継ぎ方法と塩化物イオン浸透

2.5年の海水浸漬試験では、打継ぎ処理の有無および打継ぎ材齢に関わらず31.25mm以深には浸透していない。表面からの深さ0～12.5mmでは、全塩化物イオン量は、打継ぎのない場合の結果に比べると1.9～2.4倍となっている。打継ぎ処理の有無に関わらず、打継ぎ期間が長くなれば見かけの拡散係数は大きくなる。また、打継ぎを3日程度に行う場合は、ブラシ処理を行う場合の方が拡散係数は60%程度となることがわかる。表面塩分量に関しては打継ぎ処理の有無、打継ぎ期間に関わらずほぼ同等の値を示すことが確認された。

3) 予測解析

① 中性化深さ

50 年後における中性化深さを算定した結果、養生条件に関わらず中性化の影響範囲は、表層から 20mm 程度に限定される。

② 塩化物浸透深さ

供用後 50 年での表面から 7cm における塩化物イオン量を試算した結果、一般部においては、封緘養生 1 日の場合を除いて、コンクリート中の鉄筋の腐食が発生する限界塩化物量を超えるものはなかった。打継ぎ部では、打継ぎ処理の有無に関わらず、打継ぎ材齢が長くなるほど塩分浸透量は多くなり、1 日での打継ぎに比べて 28 日では約 2 倍となっている。また、ブラシによる打継ぎ処理をした方が無処理よりやや浸透量が少なくなる傾向が見られる。打継ぎ部は一般部に比べて塩分浸透が数倍から数 10 倍となった。

4) LNG 貯槽の防液堤の養生期間、打継ぎ方法

① 養生期間

高強度・高流動コンクリートが、塩分浸透抵抗性、中性化抵抗性に優れていることが明らかとなった。防液堤の鉄筋の設計かぶりは、鉄筋中心で 10cm（鉄筋径(最大D32)を考えれば、かぶりは 8.4cm 程度）である。中性化深さは、50 年の供用期間中に 20mm 程度であるため、1 日以上養生期間で十分である。塩分浸透に関しては、表面から 8cm の位置では、養生 1 日でも 0.8kg/m^3 程度で、限界塩化物量 ($1.2\sim 2.5\text{kg/m}^3$) に対して、十分な安全を確保できるが、鉄筋配置の施工誤差等を考慮して、3 日以上養生することが適切であると考えられる。（図-4.81）

強度発現に関しては、3 日養生では若干強度発現が緩慢であるが、配合による配慮と脱型枠後の養生シートによる表面からの水分の逸散の抑止によって、十分対処しうると考えられる。

② 打継ぎ処理

打継ぎ処理方法に関しては、曲げ強度、透水係数および塩分浸透を考慮すれば、打継ぎ処理を実施すべきであると考えられる。打継ぎ部に関しては、打継ぎ材齢は、短いほど上記の性能は向上するため、養生期間(3 日)、打継ぎ材齢(7 日程度)で問題はないと考えられる。

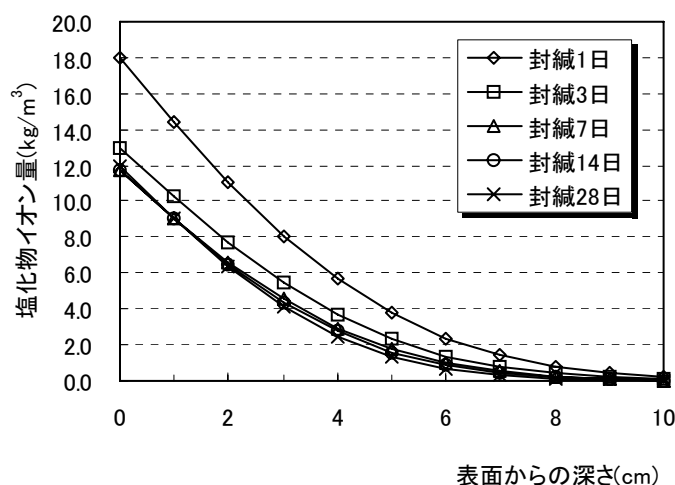


図-4.81 一般部での塩化物イオン量（供用 50 年後）²⁶⁾

4.4.4 構造物における塩分浸透抵抗性の分布

一般に、高流動コンクリートは材料分離抵抗性が高く、締固めの良否に左右されないことから、締固めが必要なコンクリートに比べて、品質のバラツキが少ないと考えられる。また、配合面では、通常使用されている設計基準強度 $21\sim 24\text{N/mm}^2$ は、W/C (W/P) が $55\sim 60\%$ であるのに対し、高流動コンクリートの W/P は 30% 前後で、粉体量が多く、組織が緻密であるため外来因子の浸透に対する抵抗性が高いと考えられる。従って、材料分離抵抗性、粉体量の両面から考えると、実構造物のコンクリート構築においては、高流動コンクリートと締固めを要する普通コンクリートでは、塩分浸透速度に加え、塩分浸透抵抗性のバラツキを含めた総合的な耐久性に関しては、よりその差が大きいことが考えられる。

一方、「コンクリート標準示方書[施工編]」⁴⁴⁾では、供試体と構造物中との材料特性の差異等を考慮するための安全係数（材料係数）は、材料の破壊性状や経時変化の影響に加えて、施工の影響による差異を取り扱っている。しかし、コンクリート自体が本来有している性能に応じて施工の影響の受けやすさが異なるため、一般的な施工法とコンクリートの標準的な施工性能を前提として材料係数の標準値を設定している。したがって、施工の影響による性能の低下を起こしにくいコンクリートを使用する場合などは材料係数を小さくすることが可能であるとしている。

しかし、現場打設における高流動コンクリートと普通コンクリートの硬化後の外来因子抵抗性の分布を比較した研究はほとんどない。

そこで本節では、現場試験体を使用して、高流動コンクリートと通常使用されるコンクリートの塩分浸透抵抗性の分布を検討し、材料係数に関する考察を加えた。

(1) 実験概要

1) コンクリート配合

試験に用いたコンクリートの配合は、高流動コンクリート（設計基準強度 60N/mm^2 ）と比較対象用として、JIS A 5308 による普通コンクリート（設計基準強度 21N/mm^2 ）とした。2 種類のコンクリートの配合を表-4.24 に示す。

2) 供試体（試験用土間コンクリート）

表-4.24 試験に使用したコンクリートの材料と配合

区分	粗骨材 最大寸 法(mm)	設計基準強 度(N/mm ²)	空気量 (%)	W/C	単位量(kg/m ³)							混和剤* ³
					W	P			S	G	BP* ²	
						C* ¹	EX	LS				
高流動	20	60	4.5	33	170	515	15	50	770	786	0.5	1.2
普通	20	21	4.5	59	172	292	—	—	798	995		0.730

* 1 : 高流動コンクリート : 高ビーライトセメント、普通コンクリート : 高炉セメント B 種

* 2 : BP 増粘剤

* 3 : 高流動コンクリート : 高性能 AE 減水剤(ポリカルボン酸系)、普通コンクリート : AE 減水剤(標準形 I 種)

試験に用いた供試体は図-4.82 に示す寸法 : $5\text{ m} \times 10\text{ m} \times 0.3\text{ m}$ を 2 体とし、それぞれ高流動コンクリートと普通コンクリートを打設した。供試体には、乾燥収縮等により表面ひび割れが生じて、試験結果に影響を与えないため、ひび割れ防止の観点から鉄筋(D13)を 1 段格子状に配置した。

鉄筋間隔は $\phi 100\text{mm}$ 程度のコア抜きを想定して、 $200\text{mm} \times 200\text{mm}$ とした。高流動コンクリートについては、実際の施工方法と同一条件とするため、打設後に養生剤を塗布し、表面クラックの入らないようにした。普通コンクリートに関しては、養生剤は塗布していない。

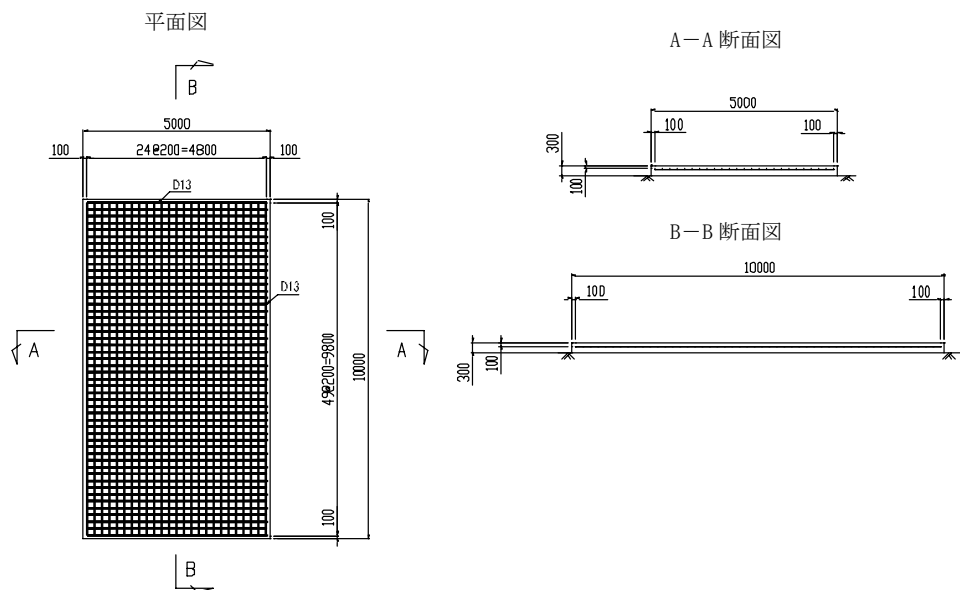


図-4.82 供試体製作図

3) 試験方法

コンクリート打設後の養生期間は 28 日とし、養生期間中は型枠および湛水により養生する。模擬塩水は、現地で設置した井戸管 (VP - 125) 全長 7.95m により、汲み上げた地表面下約 8m の地下水とした。地下水の塩化物イオン量は 2%で、海水の塩化濃度約 3.6%のほぼ半分の塩分濃度である。

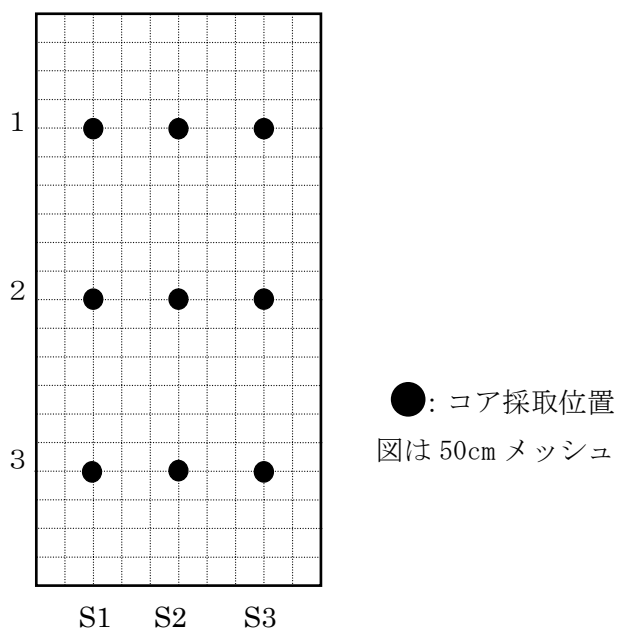


図-4.83 コア採取位置

養生期間終了後、1日1回15分程度、模擬塩水を供試体表面全体が浸る程度に散布した。模擬塩水を散布開始後、120日目に、両方の供試体から9箇所ずつコアを採取し、塩分浸透量を測定した。供試体には不陸が有り、湛水にバラツキがあるが、図-4.83に示すようにコアは湛水の位置を考慮せずに採取した。

コアのサイズは、普通コンクリートは直径75mm、長さは70mmを9本、高強度・高流動コンクリートは直径75mm、長さは50mmを9本とした。

採取したコアを微粉碎後、日本コンクリート工学協会 JCI SC-4 に基づいて塩分濃度を測定した。ただし、模擬塩水散布後の日数から塩分浸透深さは、普通コンクリートで5cm程度、高強度・高流動コンクリートで2cm程度と推定されたため、塩分測定位置は、普通コンクリートでは、表面から2cmと4cm、高強度・高流動コンクリートは表面から2cmとした。

(2) 実験結果

普通コンクリートと高流動コンクリートの表面から2cmでの塩分量をそれぞれ図-4.84と図-4.85に示す。両者の2cmにおける塩分量を正規分布と仮定して、統計処理した結果を表-4.25に示した。

表-4.25 試験結果の統計処理（表面から2cm）

	度数	平均値 (kg/m ³)	最大値 (kg/m ³)	最小値 (kg/m ³)	標準偏差 (kg/m ³)	変動係数 (%)
普通コンクリート	9	1.74	4.09	0.76	1.05	60.4
高流動コンクリート	9	4.02	5.38	2.53	1.21	27.3

普通コンクリートの塩分濃度の平均値が1.74kg/m³であるのに対し、高流動コンクリートの方は4.02kg/m³で約2倍となっている。これは、普通コンクリートに高炉セメントB種を用いたため、コンクリートの細孔構造が緻密になったためであると考えられる。なお、普通コンクリートの場合、表面から4cmには塩分は達していなかった。

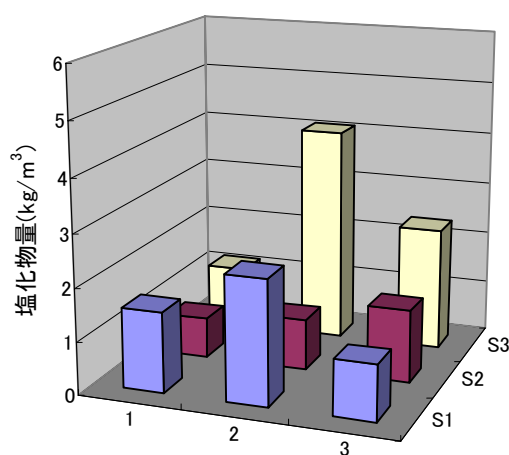


図-4.84 普通コンクリートの塩分測定結果

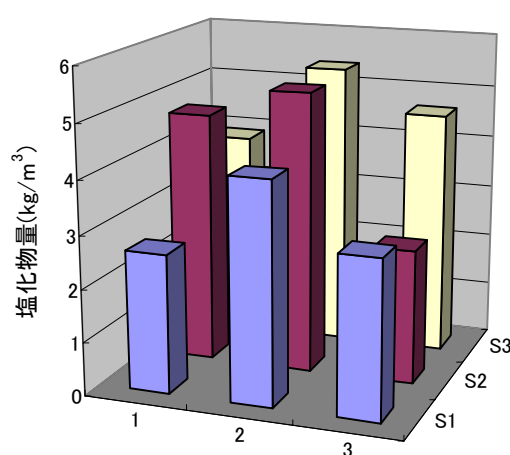


図-4.85 高流動コンクリートの塩分測定結果

サンプル数は少ないため信頼性には欠けるが、変動係数は高流動コンクリートの方が普通コンクリートの約 1/2 となり、バラツキが小さいことがわかった。各コンクリートの平均塩分濃度で正規化した各供試体の塩分濃度を図-4.86 に示す。

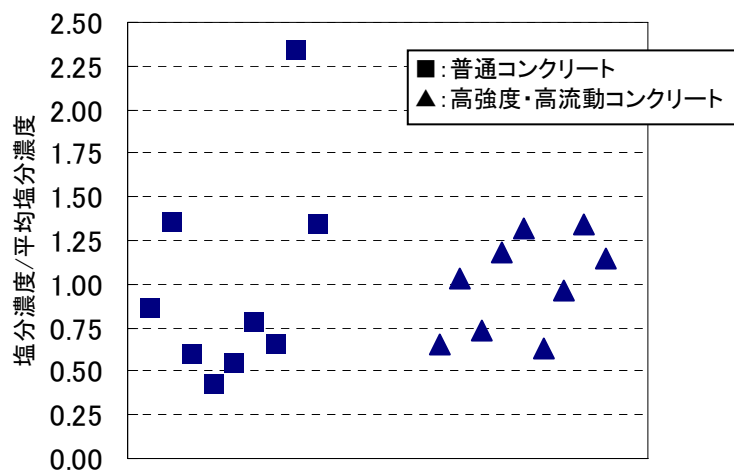


図-4.86 各供試体の塩分濃度の比較

(3) 考察

1) 耐久性照査における塩分濃度の分布の取り扱い

「コンクリート標準示方書[施工編]」¹⁷⁾では、塩化物イオンの浸透に伴う鋼材腐食に関する照査において(15)式を満足することによってよいとしている。

$$\gamma_i C_d / C_{lim} \leq 1.0 \quad (15)$$

ここに、 γ_i ：構造物係数、 C_d ：鋼材腐食発生限界濃度、 C_{lim} ：鋼材位置における塩化物イオンの設計値で、一般に(16)式によってよいとしている。

$$C_d = r_{cl} \cdot C_o \left(1 - \operatorname{erf} \left(\frac{0.1 \cdot c}{2\sqrt{D_d \cdot t}} \right) \right) \quad (16)$$

ここに、 γ_{cl} ：鋼材位置における塩化物イオン濃度の設計値 C_d のバラツキを考慮した安全係数で、一般に 1.3 としてよいとしている。

この安全係数は予測手法の精度ならびに侵入した塩化物イオンが鋼材腐食に対して局所的に影響を及ぼすことを考慮して安全上の余裕を見ている。従って、実構造物における塩分濃度の分布（バラツキ）が小さくなれば、予測式の精度を上げることができるため、安全係数を小さく取れ、その結果、照査の合理化につながる。

2) 安全係数の考察

安全係数 1.3 の中で予測手法の精度がどの程度考慮されているのか不明であり、かつ予測値が期待値を与えるか、特性値を与えるかで異なるため、予測値が期待値（非超過確率 50%）と特性値（非超過確率 95%）の場合について考察する。なお、塩分濃度の分布は正規分布に従うと仮定した。

① 予測値が期待値を示す場合

予測値が期待値を示す場合の普通コンクリートと高流動コンクリートの安全係数と非超過確率の関係を図-4.87 に示す。なお、安全率は $(1 + k \delta)$ とした。ここに、 k ：係数、 δ ：変動

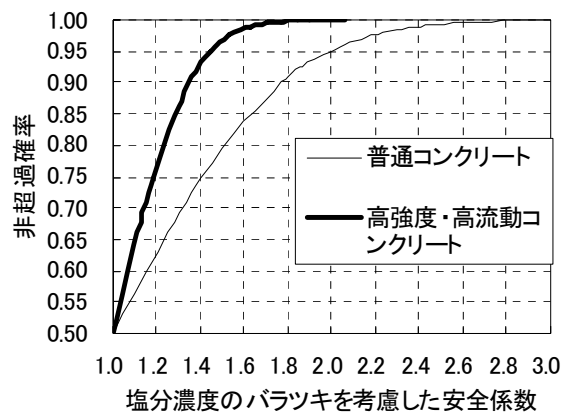


図-4.87 安全係数と非超過確率（期待値）

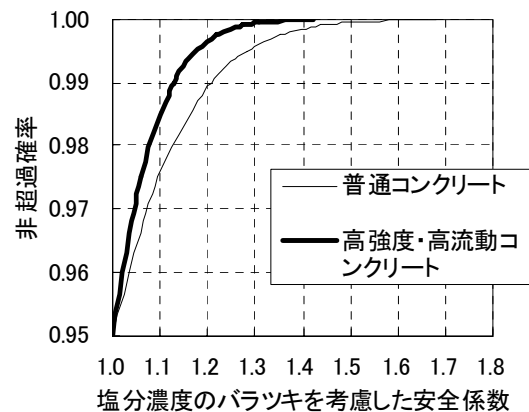


図-4.88 安全係数と非超過確率（特性値）

係数で、試験結果から、普通コンクリートは 60.4%、高流動コンクリートは 27.3%とした。

予測値の示す値を期待値とした場合、非超過確率を 95%に使用とすれば、安全率は普通コンクリートで 2.0 程度となるのに対し、高強度・高流動コンクリートでは 1.45 程度となり、安全率を大きく下げることが可能となる。

② 予測値が特性値を示す場合

予測値が特性値を示す場合の普通コンクリートと高流動コンクリートの安全係数と非超過確率の関係を図-4.88 に示す。それぞれの非超過確率での $(1+k\delta)$ の値を非超過確率 95%の時の $(1+k\delta)$ で除して安全率とした。その他の条件は期待値の場合と同じである。

予測値の示す値を特性値（非超過確率 95%）とした場合、非超過確率 99%に対する安全率は普通コンクリートで 1.2 程度となるのに対し、高強度・高流動コンクリートでは 1.13 程度となり、安全率を下げる事が可能となる。また、普通コンクリートが安全率 1.3 をとる場合、同じ非超過確率では、高強度・高流動コンクリートの安全率は 1.18 程度に下げることができる。

(4) 結論

今回の実験では、塩分の散布期間が短く、塩分浸透量が表面から 2cm 程度にとどまり、採取したサンプル数も少なかったため、統計的には課題が残るが、普通コンクリートと高流動コンクリートとの塩分濃度の変動係数の差が確認できた。

実構造物レベルでの塩分浸透のバラツキが小さいことにより、高流動コンクリートの塩分浸透性照査を行う上で、予測精度のバラツキを考慮した安全係数を小さく取れる。今回の実験の範囲では、10%程度、安全率を下げる事ができると考えられる。

今後、さらに散布期間を延長することにより、両者の差異が明確になると思われる。

4. 5 第4章のまとめ

第4章では、高強度・高流動コンクリートの実用化のための材料・配合の選定、養生条件および打継ぎ処理方法がコンクリートの耐久性に与える影響と構造物の塩分浸透抵抗性の分布について述べた。得られた結果は以下の通りである。

(1) 配合実験

今回行った実験の範囲内では

- ①膨張材を混和した配合のスランプフローが、暑中に大幅に低下する現象が認められた。暑中施工に関しては膨張材、高性能 AE 減水剤の相性のよい組み合わせとすることが必要である。
- ②所要の自己充填性を確保するためには、単位粗骨材量を $0.340\text{m}^3/\text{m}^3$ 以下、水粉体容積比を 1.1 以下の範囲で設定する必要がある。
- ③高強度・高流動コンクリートの自己収縮特性は、セメントの種類により異なり、超低熱ポルトランドセメントを用いた場合には、従来のセメントと比較して自己収縮量が小さい。このため、単位セメント量が $500\text{kg}/\text{m}^3$ 程度の配合に対して、膨張材を $30\text{kg}/\text{m}^3$ 程度内割で用いることにより収縮補償用コンクリートとしての所要の膨張性能が確保される。
- ④高強度・高流動コンクリートは、低水セメント比であるため、中性化抵抗性に優れる。また、コンクリート中に適度なエントレインドエアを連行することで十分な凍結融解抵抗性が確保される。
- ⑤高強度・高流動コンクリートは、設計基準強度 $40\text{N}/\text{mm}^2$ のコンクリートと同等以上の低温圧縮強度特性を有する。200℃の温度履歴後では、圧縮強度の低下は見られず、400℃履歴後は圧縮強度比で 0.7 以上残存し、特に低下が大きい傾向は見られず、爆裂などの現象は表れない。

(2) 高強度・高流動コンクリートの養生期間および打継ぎ方法が強度、耐久性に与える影響

①養生期間の影響

養生期間が 1～7 日までは全細孔容積の差は小さい。圧縮強度と表面から 7.5cm までの細孔径 50～2,000nm の平均細孔容積および全細孔容積は非常に高い相関を示した。

中性化速度係数はコンクリート表層の細孔容積と相関があり、全細孔容積が $0.06\text{cc}/\text{g}$ 以下では、中性化はほとんど進行しない。 C_0 と D_c には養生期間との相関が見られた。また、見かけの拡散係数は、20～50nm との相関が高い結果となった。表面塩分量と細孔容積の相関は見られなかった。

②打継ぎ方法の影響

打継ぎ処理した場合は、打継ぎ材齢が長いほど曲げ強度が小さくなり、バラツキが小さくなる。打継ぎ処理をしない場合は、処理する場合に比して曲げ強度は 50% 程度となる。また、曲げ強度のバラツキが大きく、打継ぎ材齢との相関は見られない。

打継ぎ処理した場合は、一体ものとの透水係数比は、平均 5.5 程度、打継ぎ処理をしない場合は、平均 19.4 程度であった。打継ぎ部をブラシ処理した場合は、いずれの供試体においても中性化は認められなかった。打継ぎ処理をしなかった供試体については、中性化領域が僅かに認められた。

2.5 年の海水浸漬試験では、打継ぎ処理の有無および打継ぎ材齢に関わらず塩分は、31.25mm 以深には浸透していない。表面からの深さ 0～12.5mm では、全塩化物イオン量は、打継ぎのない場合の結果に比べると 1.9～2.4 倍となっている。打継ぎ処理の有無に関わらず、打継ぎ期間が長くな

れば見かけの拡散係数は大きくなる。また、打継ぎを3日程度に行う場合は、ブラシ処理を行う場合の方が、無処理の場合に比べて、拡散係数は60%程度となることがわかる。表面塩分量に関しては打継ぎ処理の有無、打継ぎ期間に関わらずほぼ同等の値を示すことが確認された。

(3) 予測解析

- ①50年後における中性化深さは、養生条件に関わらず中性化の影響範囲は、表層から20mm程度に限定される。
- ②供用後50年での表面から7cmにおける塩化物イオン量は、一般部においては、封緘養生1日の場合を除いて、コンクリート中の鉄筋の腐食が発生する限界塩化物量を超えるものはない。
- ③打継ぎ部では、打継ぎ処理の有無に関わらず、打継ぎ材齢が長くなるほど塩分浸透量は多くなり、1日での打継ぎに比べて28日では約2倍となる。また、ブラシによる打継ぎ処理をした方が無処理よりやや浸透量が少なくなる。打継ぎ部は一般部に比べて塩分浸透が数倍から数10倍となる。

(4) LNG貯槽の防液堤の養生期間、打継ぎ方法

①養生期間

高強度・高流動コンクリートは、塩分浸透抵抗性、中性化抵抗性に優れていることが、明らかとなった。中性化深さは、50年の供用期間中に20mm程度であるため、1日以上養生期間で十分である。防液堤の設計かぶりは80cmであるので、養生1日でも鉄筋位置で塩化物量は 0.8kg/m^3 程度で、限界塩化物量($1.2\sim 2.5\text{kg/m}^3$)に対して十分な安全を確保できるが、施工誤差等を考慮して、養生期間3日以上とする。

強度発現に関しては、3日養生では、若干強度発現が緩慢であるが、配合による配慮と脱型枠後の養生シートによる表面からの水分の逸散の抑止によって、十分対処しうる。

② 打継ぎ処理

曲げ強度、透水係数および塩分浸透を考慮すれば、打継ぎ処理を実施する必要がある。打継ぎ部に関しては、打継ぎ材齢が短いほど上記の性能は向上するため、養生期間(3日)、打継ぎ材齢(7日程度)で問題はない。

(5) 構造物における高流動コンクリートの塩分浸透抵抗性の分布

今回の実験では、塩分の散布期間が短く、塩分浸透量が表面から2cm程度にとどまり、採取したサンプル数も少なかったため、統計的にはやや問題は残るが、普通コンクリートと高強度・高流動コンクリートとの塩分濃度の変動係数の差が確認できた。今回の実験の範囲では、予測精度のバラツキを考慮した安全係数を10%程度下げることができると考えられる。

【参考文献】

- 1) Kitamura, H., Nishizaki, T., Chikamatsu, R., Kamada, F., Okudate, M., Ito, H. : Construction of Prestressed Concrete Outer Tank for LNG Storage Using High-Strength Self-Compacting Concrete, Proceeding of the International Workshop on Self Compacting Concrete, pp.262-291, 1998.8

- 2) 西崎丈能, 奥立稔, 近松竜一, 川島宏幸: 高強度・自己充填コンクリートによる PCLNG 貯槽の建設, コンクリート工学, Vol. 37, No. 10, pp. 40-44, 1999. 11
- 3) Nishizaki, T., Kamada, F., Chikamatsu, R., Kawashima, H.: Application of High-Strength Self Compacting Concrete to Prestressed Concrete Outer Tank for LNG Storage Proceeding of the 1st International RILEM Symposium on Self Compacting Concrete, pp. 629-638, 1999. 9
- 4) 岡村甫, 小澤一雅: 自己充填コンクリートの配合設計法の現状と課題, 土木学会論文集, NO. 496/V-24, pp. 1-8, 1994. 8
- 5) 高流動コンクリート施工指針, 土木学会コンクリートライブラリー第 93 号, 1998. 7
- 6) 大容量タンク共同開発委員会: 大容量PCLNG貯槽の新しい設計・施工技術の開発報告書, 1995. 10 (大阪ガス社内資料)
- 7) 浦屋玲, 西崎丈能, 畑修二, 近松竜一: 環状コンクリート構造物の温度ひび割れ制御対策について, 土木学会第50回年次学術講演会講演概要集, VI-156, pp. 312-313, 1995. 9
- 8) (財)国土開発技術研究センター: 平成4年度New RC研究開発概要報告書, 1993. 3
- 9) 膨張コンクリート設計施工指針, 土木学会コンクリートライブラリー第 75 号, 1993. 7
- 10) 近松竜一, 竹田宣典, 三浦律彦, 十河茂幸: 高強度・高流動コンクリートの低収縮化に関する基礎的研究, コンクリート工学年次論文報告集, Vol. 19, No. 1, 1997
- 11) 平成 8 年制定 コンクリート標準示方書[施工編], 土木学会, 1996
- 12) 西崎丈能, 鎌田文男, 入矢桂史郎, 十河茂幸: PCLNG 地上式貯槽の温度ひびわれ対策とその効果, 土木学会第 47 回年次学術講演会講演概要集, 第 5 部門, pp. 524-525, 1992. 9
- 13) 北村八朗, 西崎丈能, 園淳生, 鎌田文男: わが国初の 14 万 k l PCLNG タンクの建設, コンクリート工学, Vol. 31, No. 4, pp. 42-56, 1993. 4
- 14) 直井彰秀, 西崎丈能, 堤福生, 園淳生, 鎌田文男, 仙名宏, 原田暁, 佐藤哲司, 十河茂幸: 液化窒素を用いたブレードリングによる高強度マスコンクリートの暑中施工, 国づくりと研修 特別号, pp. 19-28, 1992. 5
- 15) 岡村甫, 前川宏一, 小澤一雅: ハイパフォーマンスコンクリート, p. 63, 技報堂出版, 1993
- 16) 竹田宣典, 松永篤, 近松竜一, 十河茂幸: 低熱ポルトランドセメントと膨張材を用いた低収縮コンクリートに関する研究, コンクリート工学年次論文報告集, Vol. 20, No. 2, pp. 997-1002, 1998. 6
- 17) 18 号 LNG タンク用コンクリートの配合仕様に関する検討最終報告書(案), 1996. 9, (大阪ガス社内資料)
- 18) 松永篤, 米田俊一, 近松竜一: 低熱ポルトランドセメントの強度発現特性に関する一考察, 土木学会第 51 回年次学術講演会講演概要集, V-202, pp. 404-405, 1996. 9
- 19) 近松竜一, 三浦律彦, 十河茂幸: 高強度コンクリートの凍結融解抵抗性に関する一考察, 土木学会第 51 回年次学術講演会講演概要集, V-190, pp. 380-381, 1996. 9
- 20) 梶田佳寛: コンクリート最新技術(1)高強度コンクリート, コンクリート工学, Vol. 32, No. 4, 1994. 4
- 21) 例えば、自己収縮研究委員会報告書, 日本コンクリート工学協会, 1996. 11
- 22) 池尾陽作: 高強度コンクリートの耐火性能(爆裂)に関する研究, コンクリート工学, Vol. 37, No. 8, pp. 53-57, 1999. 8
- 23) 梶田佳寛: コンクリート最新技術(1)高強度コンクリート, コンクリート工学, Vol. 32, No. 4,

pp. 81-89, 1994. 4

- 24) FIP : Recommendation for the Design of Prestressed Concrete Oil Storage Tanks, Appendix B : Design for Earthquake, Fire, Shock load and Differential Settlements, 1978
- 25) 下村匠, 宇野洋志城 : 早期脱枠を行ったハイパフォーマンスコンクリートの硬化後の品質, 土木学会論文集, No. 508/V-26, pp. 15-22, 1995
- 26) 西崎丈能, 竹田宣典, 近松竜一, 宮川豊章 : 高強度・高流動コンクリートの養生期間および打継ぎ方法が強度・耐久性に与える影響, 土木学会論文集 (投稿中)
- 27) 小林孝一, 服部篤史, 宮川豊章 : 石灰石微粉末または高炉スラグ微粉末を用いた高流動コンクリートにおける塩分浸透と鉄筋腐食, 土木学会論文集, No. 513, V-42, pp. 175-187, 1999. 2
- 28) 岡村甫, 前川宏一, 小澤一雅 : ハイパフォーマンスコンクリート, p. 98, 技報堂出版, 1993
- 29) 河井徹, 黒田泰弘 : 高流動コンクリートの打継ぎ強度に関する実験的研究, 土木学会第 48 回年次学術講演会講演概要集, V-190, pp. 380-381, 1993. 9
- 30) 小松原徹, 早川康之, 坂田昇 : 高流動コンクリートの打継ぎ強度に関する一実験, 土木学会第 49 回年次学術講演会講演概要集, V-189, pp. 378-379, 1994. 9
- 31) 杉橋直行, 名倉健二, 吉川章三, 鳥羽保行, 村上邦夫, 松坂吉博 : 高流動コンクリートの打継ぎ強度に関する実大実験, 土木学会第 51 回年次学術講演会講演概要集, V-329, pp. 658-659, 1996. 9
- 32) 手嶋洋輔, 濱崎勝利, 末岡英二, 濱田秀則 : 増粘剤を用いた高流動コンクリートの打継ぎに関する実験, 土木学会第 51 回年次学術講演会講演概要集, V-330, pp. 660-661, 1996. 9
- 33) 森徹, 白山和久他 : 分離粉碎方式による高炉セメントを用いたコンクリートの性質に関する研究, 建設省建築研究所建築研究報告, NO. 63, 1973
- 34) 福島敏夫 : コンクリートの中性化の経時進行に関する基礎的考察, 日本建築学会全国大会, 1983
- 35) 柳, 友澤, 榊田, 阿部, 田中, 和泉 : コンクリートの中性化進行予測に関する実験 (その 2、中性化速度に及ぼす水セメント比、炭酸ガス濃度の影響), 建築学会大会学術講演梗概集, 1987
- 36) 三浦律彦, 芳賀孝成, 中根淳 : 空気量、気泡分布、細孔分布が高強度コンクリートの耐凍結融解特性に及ぼす影響, コンクリート工学年次論文報告集, Vol. 12, No. 1, pp. 679-684, 1990
- 37) 湯浅昇, 笠井芳夫, 松井勇 : 構造体コンクリートの表層から内部にいたる圧縮強度分布, セメントコンクリート論文集, NO. 51, pp. 840-845, 1997
- 38) 羽原俊祐 : コンクリートの構造とその物性, セメント・コンクリート, NO. 550, pp. 50-63, 1992
- 39) R. D. Browne : Mechanism of Corrosion of Steel in Concrete in Relation to Design, Inspection and Repair of Offshore and Coastal Structures, ACI, SP-65, 1980
- 40) 佐野清史, 松本典人, 服部篤史, 宮川豊章 : セルローズ系増粘剤を用いた高流動コンクリートの微細構造と物質透過性について, 土木学会論文集, No. 662/V-49, pp. 75-89, 2000
- 41) 竹田宣典, 十河茂幸, 迫田恵三, 出光隆 : 種々の海洋環境条件におけるコンクリートの塩分浸透と鉄筋腐食に関する実験的研究, 土木学会論文集, No. 599/V-40, pp. 91-104, 1998
- 42) 大即信明, 横井聡之, 下沢治 : モルタル中鉄筋の不働態に及ぼす塩素の影響, 土木学会論文集, No. 360, pp. 111-118, 1985
- 43) 宮川豊章 : Early Chloride Corrosion of Reinforcing Steel in Concrete, 京都大学博士論文, 1985
- 44) 平成 11 年版 コンクリート標準示方書[施工編]-耐久性照査型-, 土木学会, 2000. 1

第5章 高流動コンクリートの施工方法

5. 1 施工管理

2.2.3 で述べたように従来のコンクリートの締固めを前提とした施工方法を変えずに、単にコンクリートを高流動コンクリートに置き換えただけでは、その特徴を活かしきれない。高流動コンクリートに適した打設方法を採用することによって、コンクリート自体の長所を引き出し、工事の合理化が可能となる。

そこで、本節では PCLNG 貯槽の防液堤を施工するために検討した内容について述べる。

大量に高強度・高流動コンクリートを施工するためには、特に、打設方法に関しては、コンクリートの性状（流動性、材料分離抵抗性）に加え、コンクリートの供給速度と打設速度が重要であり、それぞれが配管方法、流動距離、打ち足し間隔、打設高さ、型枠に作用する側圧などに影響を大きく与える。そこで、これらの諸条件の影響を明らかにして、最適な打設方法を確立するとともに、天端調整、養生方法、打継ぎ方法についても考察を加えた。

5.1.1 配管方法

(1) 概要

底版中央部を除いた底版外周部および防液堤を対象に高品質の構造物の構築を前提とした合理化施工を図るためには、それに見合った打設方法を採用する必要がある。当初では、全周が連続して同時に打上げること为目标に、配管形状を変化させた圧送試験および種々の施工性試験を行いそれぞれの性能評価を行った。配管の形状としては、一方向配管に複数の排出口を設ける方法と、分岐管により複数の排出口を設ける方法および両者の組み合わせが考えられる^{1), 2)}。

(2) 試験結果

1) 一方向配管

① 開口率、立上り管高さと排出量

一方向の配管に複数の排出口を設けた場合は、大部分がポンプ車側の排出口からコンクリートは排出され、それより先端にはほとんど圧送されない。そこで、解決策として排出口に立上り管を設置し、立上り管の高さと最も流量の大きいポンプ車側の排出口の開口率を調節することを検討した。

実験を行った配管の概念図を図-5.1 に示す。使用した水平配管は 6B（インチ）で鉛直立上り管は 4B、コンクリートのスランプフローは 60～70cm であった。

実験の結果を図-5.2 に示す。図中、ポンプ車側の鉛直配管長さ－中間部の鉛直配管長さ－先

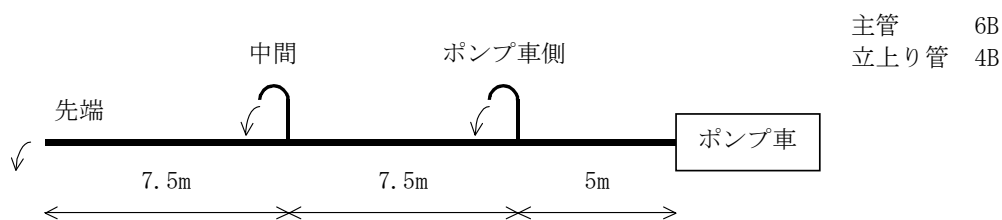


図-5.1 配管の概念図（一方向配管）

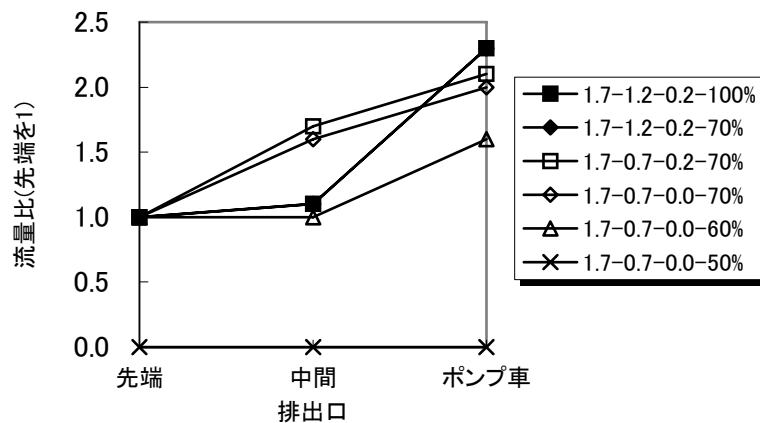


図-5.2 圧送速度と先端，中間，ポンプ車側の突出量

端の鉛直配管長さ－開口率を示している。これらの実験から、3つの排出口からコンクリートの同時打設は可能であり、鉛直配管の長さ、開口率を調整することによって、ある程度はポンプ車側の排出量を減らせることがわかったが、中間部の排出量は増加するが、先端までには影響はなく、先端：ポンプ側の打設量はほぼ1：2程度となった。なお、開口率を50%とした場合は、閉塞して打設できなかった。これらの結果より、開口率での排出量の調整は現場作業としては困難であると考えられる。

② 勾配と排出量

均等に排出するためには、先端側の排出量を増やす必要があるが、実施工での水平配管が足場最上段に設置されることを考えれば、ポンプ車側の鉛直配管を高くすることは困難である。そこで、ポンプ車から先端にかけて1/30の勾配を設けて実験を行った。

実験はコンクリートの粘性との関係を把握するため、流動性、材料分離抵抗性の極端な例として、スランプフロー75cm (75.0×72.5) と50cm (50.0×50.5) の2ケースとし、それぞれ圧送速度を19～43m³/hrと20～31m³/hrとした。配管の概念図を図-5.3に示す。吐出口は3ヶ所で、ポンプ車からの距離はポンプ車側(20m)、中間(27.5m)、先端(35m)で、鉛直立上り管の高さはポンプ車側(1.7m)、中間(0.7m)とした。

圧送速度と先端、中間、ポンプ車側での突出量の関係を図-5.4に示す。スランプフロー75cmでは圧送速度が遅い場合は、各排出口からほぼ均等に吐出するが、圧送速度が大きくなるにつれ、ポンプ車側の吐出量が他に比べて大きくなり、均等さが崩れていく。従って、スランプフロー75cmの場合は、圧送速度を上昇させても先端にはほとんど影響がないことがわかる。一方、スランプフロー50cmの場合、圧送速度が遅い場合は、吐出量はポンプ車

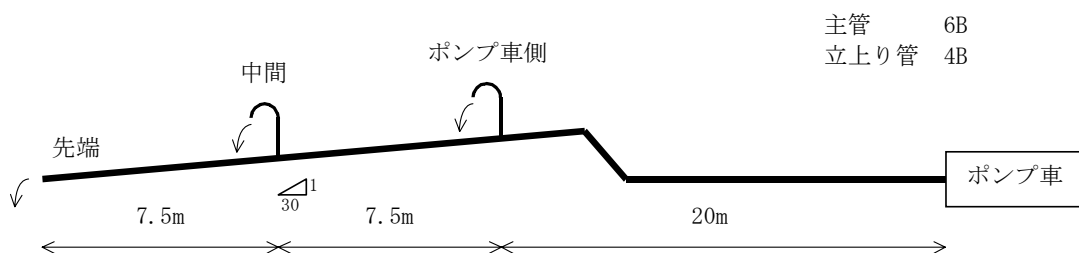


図-5.3 配管の概念図（勾配付き一方向配管）

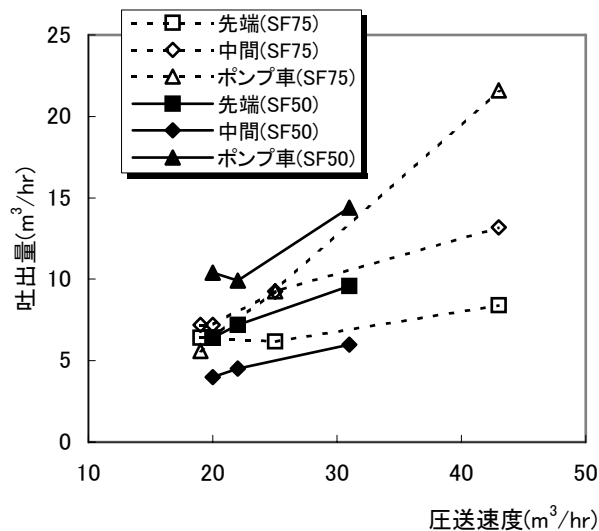


図-5.4 圧送速度と先端、中間、ポンプ車側の突出量

側、先端、中間の順となり、圧送速度を上昇した場合、3ヶ所の吐出量の増加の差はスランプフロー75cmに比べて小さい。ただし、スランプフロー50cmの場合は、先端の排出口から排出できなかったために、レデュサー、T字管を取り外して、6B配管から開放排出した。

試験結果をまとめると以下になる。

ポンプ車1台当たりの圧送速度が20 m³/hr以下の場合は、スランプフローが70cmを超える場合は、ある程度均等に打設可能であるが、圧送速度が20 m³/hrより大きい場合およびスランプフローが小さい場合は、均等に打設できない。

2) 分岐管

主管6B+先端分岐管5Bの2分岐管打設、さらに4Bの先端分岐管を加えた4分岐管打設の実験を行った。配管の概念図を図-5.5に示す。

その結果、スランプフロー55～70cmにおいて、各排出管からほぼ均等に排出可能であることが確認された。また、排出後のスランプフロー、Oロート流下時間等のフレッシュの性状も均等であることが確認された。

しかし、2分岐管打設は、対象構造物の周長(約264 m)及びレディミクストコンクリートの供給量、ポンプ車の適正な配置(6箇所程度)を考慮すれば、流動距離が20 m以上になり、3.4.3で述べたように高流動コンクリートといえども均質な品質の確保が困難であると判断された。また、4

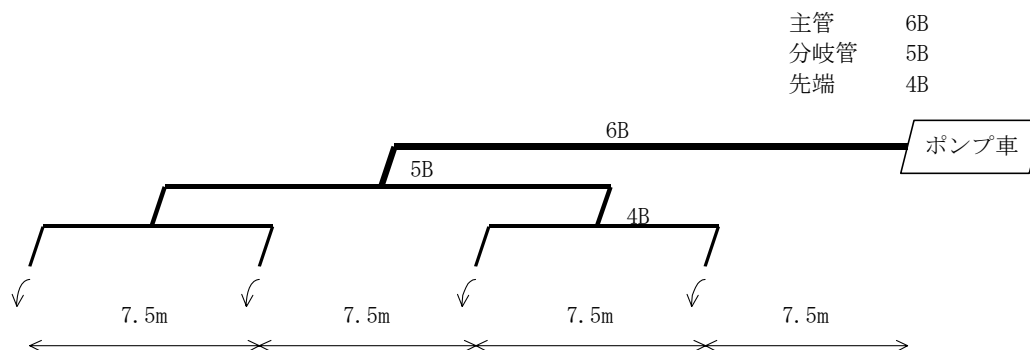


図-5.5 配管の概念図(2分岐配管)

以上の分岐管による打設は、排出量すなわち単位時間あたりの打上がり高さを $1/4$ 以下とする結果となり、実構造物における打ち足し、充填性の問題が懸念された。

そのため、分岐管と2箇所と途中の吐出口1箇所の3吐出口による均等打設の可能性を検討した。

3) 1分岐管+1吐出口

①圧送速度と吐出量

実験は、スランプフロー60cmを中心に実施した。なお、流動性の影響を把握する観点からスランプフロー55cmおよび67.5cmも検討した。圧送速度は $9 \sim 36 \text{ m}^3/\text{hr}$ とした。吐出口は3ヶ所で、ポンプ車からの距離は、ポンプ車側(約10m)でポンプ車側排出口から分岐点までの距離を11.7m、中間(17.5m)、先端(25m)で、ポンプ車側の鉛直立上り管の高さは、ポンプ車側(1.5m)とした。配管の概念図を図-5.6に示す。

圧送速度と先端、中間、ポンプ車側での突出量の関係を図-5.7に示す。

圧送速度が $10 \text{ m}^3/\text{hr}$ 程度では、各排出口からほぼ均等に吐出するが、圧送速度が大きくなるにつれ、ポンプ車側の吐出量が他に比べて大きくなり、均等さが崩れていく。また、分岐管の中間と先端の吐出量の比は、圧送速度に関わらず $84 \sim 100\%$ とほぼ均等であった。

なお、スランプフローが55cmおよび67.5cmの場合も、各吐出口の吐出量の差はあるが、吐出量の絶対値としては図-5.4と同程度であった。

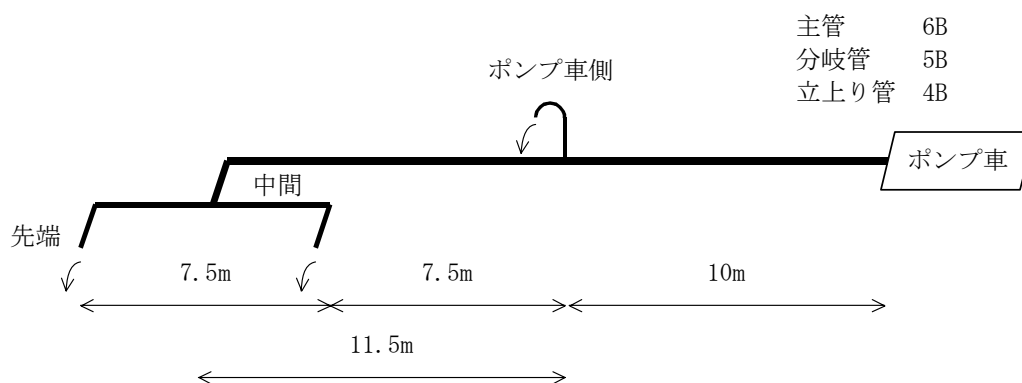


図-5.6 配管の概念図 (1分岐管+1吐出口) ダミー

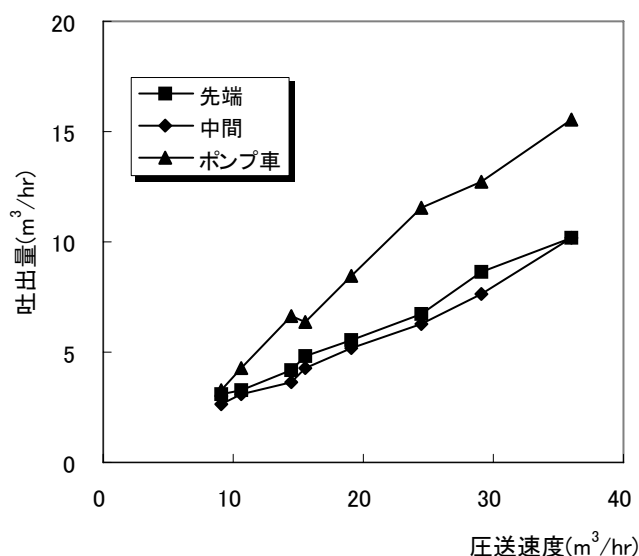


図-5.7 圧送速度と先端, 中間, ポンプ車側の突出量

② 品質の影響打設の影響

また、同試験において、荷卸し時、ポンプ車側、中間、先端側の吐出口におけるスランプフロー、Oロート流下時間、単位体積重量を測定し、圧送による品質変動を調べた。

圧送速度 15.5、29.0、36.0m³/hrでの各測定点での相対フロー面積比（ Γ_c ）と相対ロート速度比（ R_c ）の関係を図-5.8に示した。図中の各圧送速度においては、左から順に荷卸し時、ポンプ車側、中間、先端側の結果となっている。

$$\Gamma_c = (F_c / 60)^2 - 1, \quad R_c = R / 10$$

ここに、 Γ_c ：コンクリートの相対フロー面積比、 R_c ：コンクリートの相対ロート速度比、 F_c ：コンクリートのスランプフロー(cm)、 R ：コンクリートのOロート流下時間(sec)とした。

各圧送速度とも、圧送が進むにつれて、相対ロート速度比と相対フロー面積比はほぼ正の相関が見られた。すなわち圧送とともにロート流下時間は短く、スランプフローは大きくなる傾向を示した。つまり、圧送とともに、流動性は大きくなるが、粘性が小さくなり、分離抵抗性が低下する。しかし、圧送速度が速くなるにつれ、スランプフローは伸びるが、ロート流下時間が変化しなくなる。

また、ポンプ車側、中間、先端での単位体積重量比と圧送速度の関係を示したのが図-5.9である。荷卸し時の単位体積重量を1とした場合、いずれのケースも0.99～1.03であり、顕著な影響は確認できなかった。

試験結果をまとめると以下ようになる。

圧送速度すなわち打設速度が 10m³/hr程度の場合は、ほぼ均等に打設が可能である、特に分岐配管部分ではほぼ均等に吐出できる。しかし、それ以上の速度の場合は、一方向配管に比べて均等さは増大するものの、均等打設には至らない。36m³/hr程度の圧送速度でも、各吐出口から排出されるコンクリートのフレッシュ性状は管理可能な範囲であり、単位体積重量のバラツキも少なく、分離の影響は小さいと考えられる。

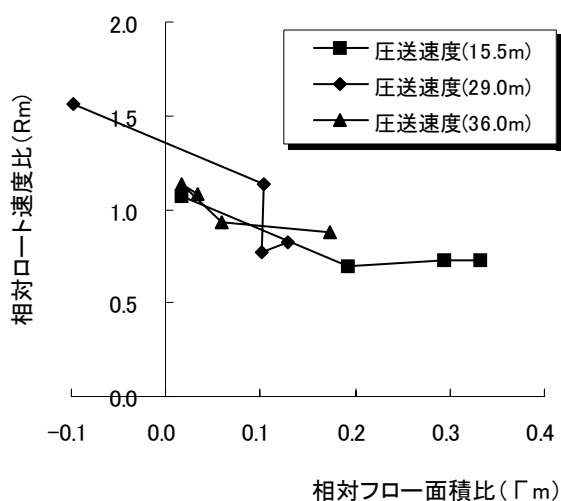


図-5.8 相対フロー面積比（ Γ_c ）と相対ロート速度比（ R_c ）

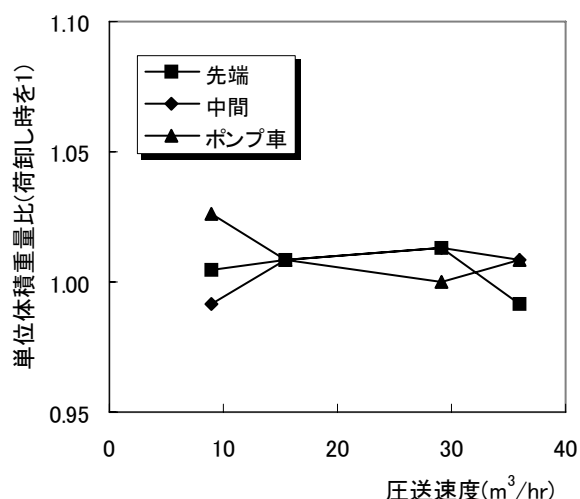


図-5.9 圧送速度と単位体積重量比

(3) まとめ

試験結果からコンクリートの充填性能や分離抵抗性は打設速度の大小により大きく変化することがわかった。当初、想定していた分岐管を用いた打設方法（打設投入口を防液堤全周にわたり等間隔で設

置し、その全ての投入口からコンクリートを排出させる)は条件が整えば最適な打設方法となり得ることがわかった。

コンクリートの供給量はレディーミクストコンクリート工場の製造能力上の制約があるため、これらの点を含めて打設方法の見直しを行った。

5.1.2 打設方法

(1) 前提条件

高流動コンクリートの場合、通常、締固めの必要なコンクリートの場合と異なり、締固め能力は打設速度に影響を与えない。従って、打設速度はコンクリートの製造・供給能力で決定される。また、現場実験の結果から高流動コンクリートを適切に流動させるためには、ある程度の初期速度(供給量)が必要であると考えられる。

そこで、今回の打設方法の検討にあたって主たる決定要因となる前提条件を整理する。

1) 製造・供給能力

製造供給能力は、1工場あたり50m³/hr程度であり、最低3工場から受け入れると想定して、計画供給量は150m³/hrとした。

2) 打設速度

施工実験から得られた打設速度と充填性の関係以下の通りである。

打上がり速度が3.3~5.0cm/分では、1箇所あたりの打設量が少ないため、打設されたコンクリートはゆっくりとした速度で流動したが、骨材の分離は見られず充填性は良好であった。打上がり速度が1.3~1.9cm/分では、打設されたコンクリートは、1箇所あたりの打設量が少ないため、骨材の分離は見られない反面、流動性が悪く型枠間際の充填性に問題が生じた。

これらの結果から、打上がり速度を3cm/分以上を目標とすることとした。

3) 流動距離

高流動コンクリートの打設方法として、高い分離抵抗性を積極的に利用して、品質に影響を及ぼさない範囲で流動させて打設することは得策である。流動距離の影響は3.4.3で述べたように、6m程度までは品質に大きな影響はないが、8m程度から影響が現れる。

そこで、今回の計画では、最大で6~7m程度の流動距離になるように計画した。

4) 打設方法

防液堤には、定着柱が6箇所あり、それぞれにコンクリート配管を添架できる足場が設置されているため、6台のポンプ車を配置し、全体を6分割して打設することとする。また、定着柱部から打設位置まで鉛直配管を配置した後、圧送距離を短くする観点から、一方向に1/6周させるのではなく、左右2方向に分岐し、1/12周ずつ水平配管配置した。

(2) 打設計画

1) 打設速度の検証

ポンプ車1台あたりの水平配管からの吐出口数(投入口数)と、1ポンプ車あたりで同時に吐出させる吐出口数と打上がり速度の関係を図-5.10に示す。

水平配管を左右に分岐させる前提から、ポンプ車1台あたりの吐出口数は偶数となる。また、均等打設とは、全ての吐出口から同時に打設できた場合の試算である。計算方法を以下に示す。

打上がり速度=1吐出口あたりの単位時間打設量/吐出口の分担面積

1 吐出口あたりの単位打設量＝全体の単位時間打設量（ $150\text{m}^3/\text{hr}$ ）/同時に打設する吐出口数

吐出口の分担面積＝防液堤面積（ $264\text{m} \times 0.8\text{m}$ ）/全吐出口数

打上り速度 $3\text{cm}/\text{分}$ を実現するために、バラツキ等を考慮して計画上の打設速度を $5\text{cm}/\text{分}$ 以上とした。均等打設の場合は、ポンプ車 1 台あたりの吐出口数に関わらず、打上り速度は一定値 $1.2\text{cm}/\text{分}$ となり、条件である「 $5\text{cm}/\text{分}$ 以上」は満たせない。

全ての吐出口から同時に打設しない場合は、吐出口あたりの分担面積が減ることから、ポンプ車 1 台あたりの吐出口数が多いほど、打上り速度は早くなる。また、ポンプ車 1 台あたりの同時に打設する吐出口数は少ない方が吐出口あたりの打設量が増加することから、打上り速度は早くなる。

その結果、条件である「 $5\text{cm}/\text{分}$ 以上」を満たすのは、1 ポンプ車あたりで同時に吐出させる吐出口数が 2 でかつ、ポンプ車 1 台あたりの水平配管からの吐出口数が 8 以上の場合であることがわかる。

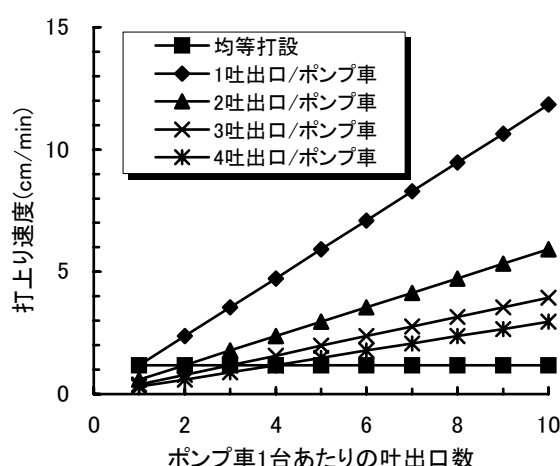


図-5.10 吐出口数、1 ポンプ車あたりの吐出口数と打上り速度

2) 流動距離の検証

吐出口間隔および最小流動距離は、ポンプ車 1 台あたりの水平配管からの吐出口数で決まる。最小流動距離は、2 箇所の吐出口に挟まれた空間には、両側から流動してくるため、吐出口間隔の $1/2$ となる。計算方法を以下に示す。

吐出口間隔＝防液堤周長（ 264m ）/全吐出口数

最小流動距離＝吐出口間隔/ 2

しかし、実際には全ての吐出口から同時に打設されないため、特に打設の初期においては吐出口間隔程度の距離を流動することを想定しなければならない。

そこで、流動距離 $6\sim 7\text{m}$ 程度という条件を満たすために、吐出口間隔を $6\sim 7\text{m}$ 程度、すなわち最小流動距離を 3m 程度にする。ポンプ車 1 台あたりの水平配管からの吐出口数と吐出口間隔、最小流動距離の関係を図-5.11 に示す。同図より、ポンプ車 1 台あたりの水平配管からの吐出口数を 7 以上とする必要があることがわかる。水平配管は、左右分岐しているため吐出口数は現実的には偶数であるので、8 以上となる。

3) 打足し間隔

高流動コンクリートを用いた構造物側面には、表面に流動した跡が打足し線となり、断続的に打設した場合には比較的明瞭に現れる。この打足し線はコールドジョイントとは異なり、品質上は間

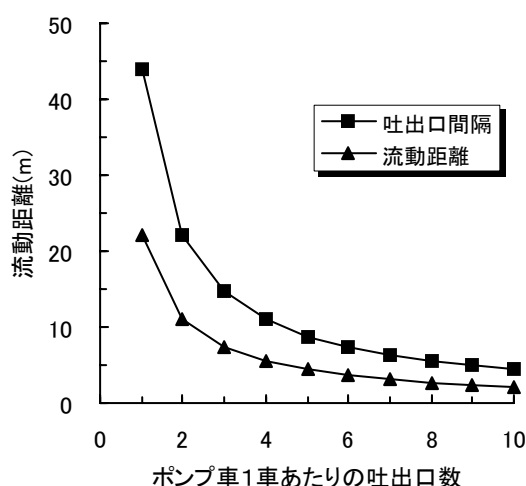


図-5.11 ポンプ車1台あたりの吐出口数と吐出口間隔、最小流動距離

題ではないとされている。また、高流動コンクリートを打足す場合、10 時間程度経過した後に打足しても曲げ強度で比較すると打足さないものの 70%程度以上の強度が確保されたという報告³⁾もある。そこで、実際に打足し間隔が充填性および強度特性におよぼす影響を実構造物において検討した。

モデル試験体を使用して、実構造物レベルでの打足し線での圧縮強度および付着強度試験を実施した。試験には、1 時間程度以内に打足した防液堤モデルの天端から鉛直方向に採取したコアを用いた。なお、コア供試体はモデル側面の目視による打足し線が供試体中心になるようにして作製した。試験結果を図-5.12 に示す。

付着強度は概ね $3 \sim 4 \text{ N/mm}^2$ で打足し部での低下は認められなかった。また、圧縮強度は天端から 2.25m 位置のみ若干低下していたが、全体的に見れば特に低下を示す結果は得られなかった。このことから、打足し時間は 1 時間程度以内であれば付着、圧縮強度への影響は小さいと考えられる。

また、モデル施工の際に併せて作製した供試体の付着強度試験結果と打足し間隔の関係を図-5.13 に示した。

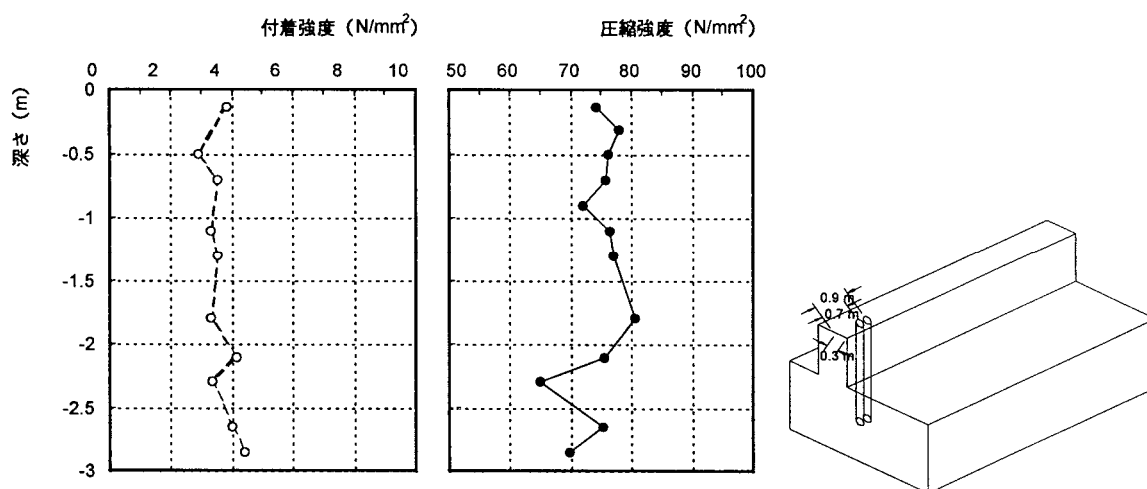


図-5.12 打足し線での圧縮強度および付着強度²⁾

この結果では、打足し間隔が1時間で急激に付着強度が低下し、その後も打足し間隔が長くなるにしたがって、付着強度が低下する傾向が見られた。打足し間隔が0の場合は、付着強度は、モデル試験とほぼ同等の 4N/mm^2 であったが、1時間程度で急激に低下し、 1N/mm^2 となり、実構造物に比べて供試体での付着強度レベルが著しく低い値を示した。

この理由は、施工時期が夏場のため、供試体では、先打ちコンクリート表面乾燥の影響が実構造物より大きかったことと、実構造物では先打ちコンクリート表面を乱しながら後打ちコンクリートが流れていくため付着強度が向上することが考えられる。なお、先打ちコンクリートの乾燥による強度低下は河合ら³⁾が指摘している。

そこで、本工事では、打足し間隔を30～40分程度となるように打設計画をたて、1時間を越えないようにする²⁾。

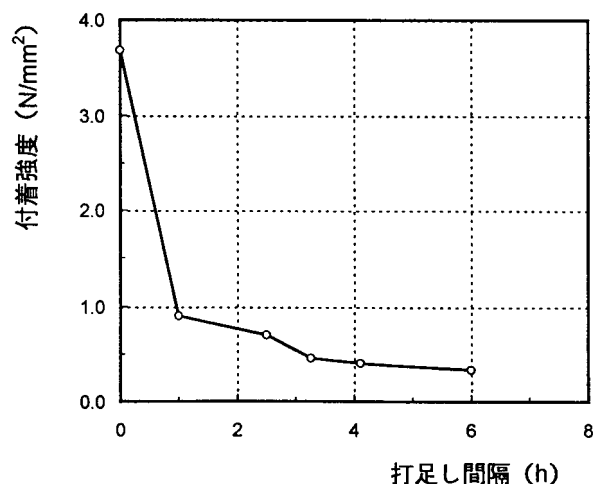


図-5.13 付着強度と打足し間隔²⁾

4) 打設高さ（落下高さ）

スランプフローが70cm程度のコンクリートを用いて、落下高さがコンクリートの品質に与える影響を検討した。コンクリートは3m程度落下させて打設したが、分離抵抗性は若干劣っているにも関わらず骨材の分離や空気の巻込みによる空気あばた等は見られなかった。

また、既往の高流動コンクリートの施工試験でも、落下高さを5m程度以下とすれば分離しないという報告⁴⁾がある。実工事においては防液堤高さが4.37mであり、落下高さを3m以下で計画しているため問題はないと思われる。ただし、打設開始時のように下にフレッシュコンクリートが無い状態で落下させると型枠内の鉄筋等に衝突して材料分離が生じたり、空気を巻き込んだりする可能性もあるため、ホッパー等を用いてなるべく落下高さを小さくすることが望ましいと考えられる。なお、空気泡の追出しには型枠面の叩き、型枠バイブレータの使用および突き棒が有効であるとの工事報告⁵⁾がある。

本工事では、各投入口にフレキシブルホースを取付け、落下高さを3m以下とする²⁾。

5) 天端調整

打設計画では投入口を等間隔設置し、コンクリートの打設位置を順に移動させることにより防液堤全周をほぼ同時に打上げていく。このときコンクリートは、ある程度の流動勾配を持ちながら型枠内を流動していくため、投入口直下と合流部（流動先端部）に流動勾配に応じた高低差が生じる。

このため、最終の打上がり高さに達したときには天端調整が困難となることが予想される。また、構造物の形状によってはコンクリートの流動状況が異なり流動勾配等も変化すると考えられるため、構造条件の異なる擁壁ベースおよび壁において天端調整の検討を行った。

その結果、コンクリートのフレッシュ特性の違いや、壁、ベース等の構造形式によって、流動性が異なることがわかった。特に、分離抵抗性の大きいコンクリートを用いた場合、投入口直下と合流部にはある程度の高低差が生じるため、流動した先端（片流しによる打設）や合流部での天端調整が困難となることが確認された。

対策として投入口間隔を小さくして高低差を小さくするか、フレキシブルホース等により不足箇所打設するといったことが必要となる。

そこで、本工事では、各投入口に取付けたフレキシブルホースの振回し（筒先移動）により対処することとした²⁾。

5.1.3 ポンプ圧送性

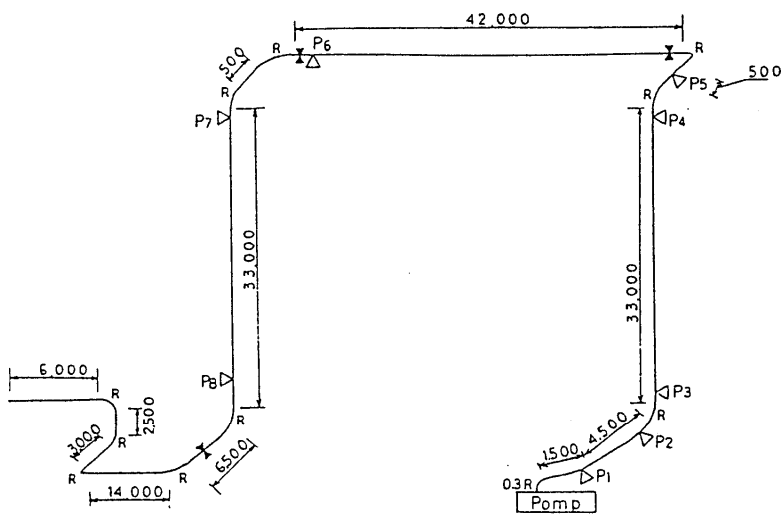
対象となる防液堤の最終ロットを打設する場合には、鉛直上方に約 40m コンクリートを圧送し、かつ水平方向に 40m 圧送する必要がある。

高流動コンクリートは普通コンクリートに比べ、粉体量が多く、単位水量を増やさずに高性能AE減水剤によって変形性を高めていることから粘性が高く、ブリーディング水もほとんどないためポンプ圧送時に管内圧力損失が大きくなる可能性がある⁶⁾。普通のコンクリートでは配管内の流動がほとんど管壁の滑りによる栓流とみなせるのに対し、高流動コンクリートは粘性流体としての性質が強いと考えられるため、配管内での圧力損失の形態がかなり異なる可能性がある。

そこで、まず、高流動コンクリートを特に高所のポンプ圧送するに当たり現状の機械・設備で対応できるか、すなわちポンプ車に過度の圧力がかからないかを検証した。つぎに、圧送可能な速度がコンクリートの製造・供給より小さくなり、打設上の制約にならないかを検証した。最後に、圧送前後の品質の変動を確認した。全量検査装置はポンプ車のコンクリート取り込み口に設置されるため、ポンプ圧送による品質変動を予測して全量検査装置を設定する必要がある。

(1) 圧送

配管の概略図を図-5.14 に示す。試験施工の制約から、コンクリートは始め 33m 上方に圧送され、その後水平方向に 42m 圧送された後、33m 下方に送られる配管計画とした。配管径は 6 インチと 8 インチの 2 種類とし、ポンプ車からの圧送速度は高中低速の 3 種類とした。圧送速度の算定は、生コン車 1 台 (4.5m^3) / 圧送時間およびシリンダー容積 ($\phi 225 \times 1650$) / 圧送周期とした。管内圧力分布を図-5.15 に示す。圧送速度に関しては、6 インチ配管で約 $50\text{m}^3/\text{hr}$ 、8 インチ配管で約 $80\text{m}^3/\text{hr}$ 程度まで圧送可能であり、実用上はポンプの圧送性が制約条件とならないことが確認された。圧力分布は 6 インチ、8 インチとも傾向は同じで、圧送速度が大きくなるほど管内圧力は上昇する。また、圧力の絶対値は 6 インチの方が高くなる。さらに、鉛直配管の単位長さあたりの圧損量は水平配管と大差はなかった。



	圧送速度 水準	圧送速度 (m ³ /h)
6B	高速	49.1—52.5
	中速	36.5—38.7
	低速	31.0—33.3
8B	高速	81.8—87.5
	中速	66.1—71.6
	低速	36.3—47.2

配管概略図

R.....1.0R

図-5.14 配管概略図⁷⁾

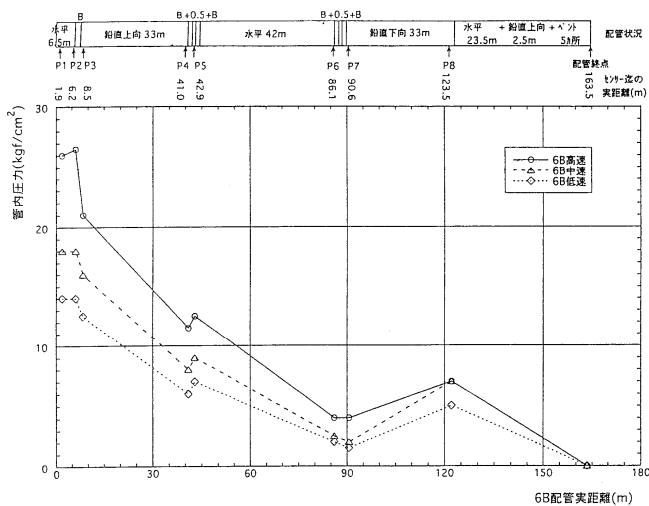


図-5.15(1) 管内圧力分布⁷⁾

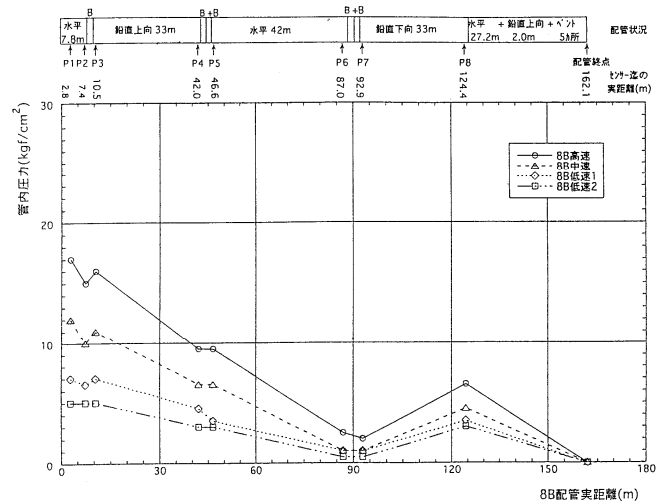


図-5.15(2) 管内圧力分布⁷⁾

(2) コンクリートの品質変動

圧送前後のコンクリート温度、空気量、スランプフロー、Oロート流下時間の品質変動の一例を図-5.16に示す。コンクリート温度は圧送後2、3℃高くなる傾向を示しているが、これは配管の温度の影響であると考えられる。圧送後は、空気量は増加し、スランプフローは低下するなどの変化が大きいものに対して、Oロート流下時間の変動は小さい結果となった。これらの結果は、後に谷口ら⁸⁾の実験結果でも同様の傾向が示されている。今回の実験の圧送後のデータは配管の末端でのデータであるため、33mの落下の影響が入っているため安全側の結果と考えられる。

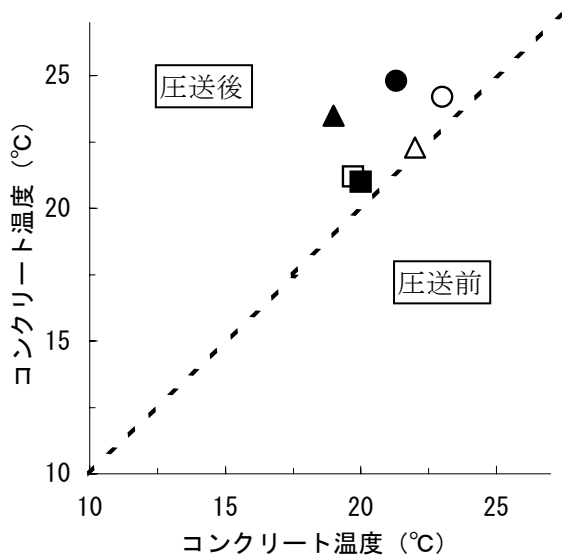


図-5.16(1) 圧送前後のコンクリート温度⁷⁾

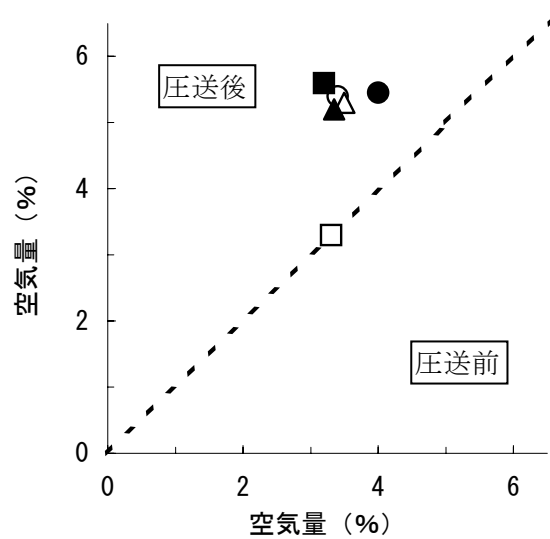


図-5.16(2) 圧送前後の空気量⁷⁾

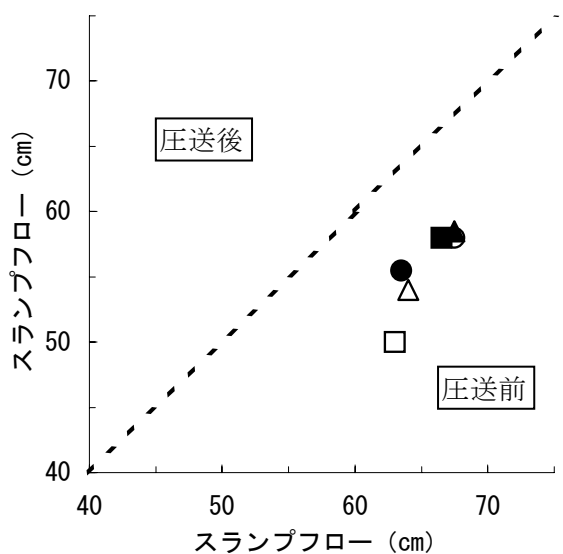


図-5.16(3) 圧送前後のスランプフロー⁷⁾

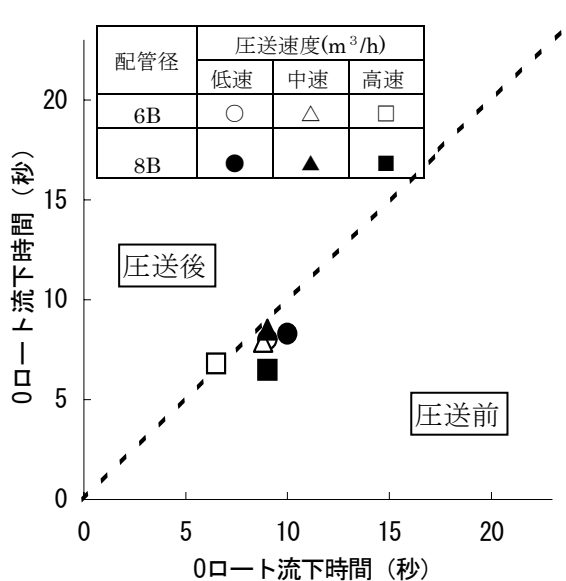


図-5.16(4) 圧送前後のOロート流下時間⁷⁾

5.1.4 養生方法

本コンクリートのセメントには、ひび割れ抵抗性のうち温度応力の低減を図るためコンクリート自体の発熱速度または発熱量を極力小さくする目的で高ビーライトセメントを適用している。このようなセメントを用いる場合、4.3.3(4)で述べたように、長期材齢の強度増進を継続させる観点から、実施工時に初期の湿潤養生、乾燥防止に十分に配慮することが望ましい。また、底版部と防液堤では、構造形状が異なるため、それぞれに適した養生方法の選定が必要となると思われる。そこで、実施工において対処できると思われる養生を実施し強度発現特性の相違を検討した。

(1) 試験内容、結果

脱型材齢 3 日の標準養生、封緘養生と脱型材齢 4 日で以降、気中養生と養生剤塗布の 4 ケースについて現場暴露試験を実施した。試験結果を図-5.17 に示す。

脱枠 4 日で気中養生したものは材齢 91 日で、標準養生の 80% の強度、封緘養生したものは同じく 90% の強度が得られた。ただし、供試体は現場暴露状態のため雨による水分補給の影響を受けている。

このように現場供試体レベルにおいても、コンクリート打設後のなるべく早い時期に養生を行うことで長期にわたる強度発現を確保できることを確認した²⁾。

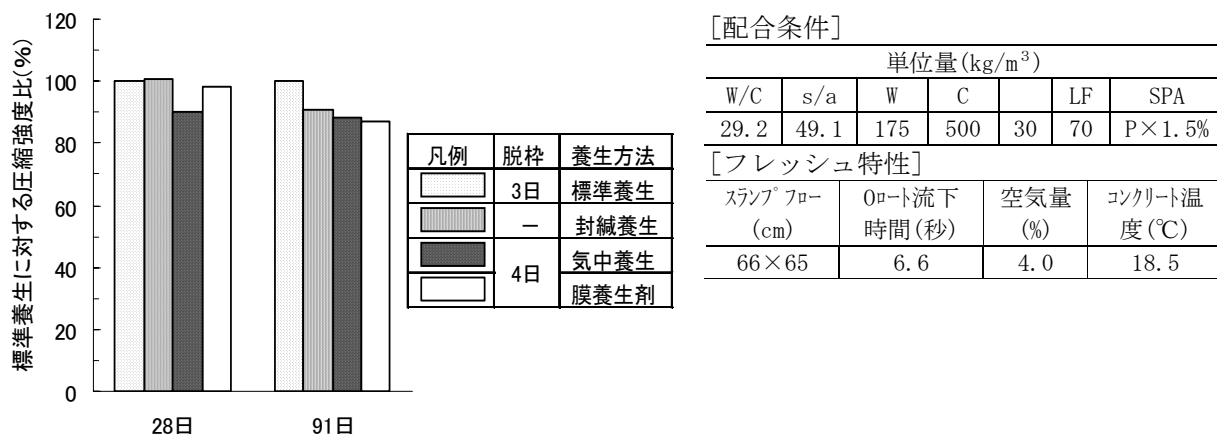


図-5.17 養生方法と強度発現特性 (現場暴露) ²⁾

5.1.5 天端仕上げ

岡村ら⁹⁾は、高流動コンクリートはブリーディングがほとんど生じず、粗骨材が表面部に存在して粗度が確保されるとともに、打設表面のレイタンスも生じない。また、骨材を保持するモルタルの強度低下は、打継ぎ面の乾燥を防ぐことで最小限に抑えることが可能である。骨材の沈降もほとんどないため、表面処理を行わなくてもよいとしている。

しかし、施工試験では打設後のコンクリート表面は僅かながら沈降し、鉄筋等の周りに沈降ひび割れが生じたケースが見られたため、各種の天端仕上げ方法の試験を実施した結果、以下に示す知見が得られた。

天端を均さない場合、定板およびコテによる均し処理のみの場合では、天端面の沈降と表面乾燥が原因と考えられるひび割れが天端面に生じた。一方、通常のコンクリートと同様に養生剤を併用し、1、2 次コテ仕上げを行い湛水養生した場合、ひび割れは生じなかった。

これらの結果から、本工事では、まず、骨材を沈めながら天端を定板で均した後、表面の水分逸脱を防止するために養生剤を散布する。次に、表面にこわばりが生じた時期（打設 1～2 時間後）に金ゴテ仕上げを行う。打設 3～4 時間後、最終の金ゴテ仕上げを行う。その後、湛水養生を行う。という手順を採用することとした²⁾。

5.1.6 打継ぎ方法

水平打継ぎに関しては、打継ぎ面（天端表面）は天端仕上げが必要であり、天端均しや押え時の施工性向上の目的で粗骨材を沈める必要があるため、表面に骨材があるものと比べて粗度が確保できない。したがって、新コンクリート打継ぎの際には普通のコンクリートと同様に打継ぎ処理が必要と考えられるため、処理方法の違いが強度特性に及ぼす影響を検討した。

また、高流動コンクリートを使用する底版外周部と普通のコンクリートを使用する底版中央部の継ぎ目は鉛直打継ぎ目となるが、これまでこの部分は、ばら板型枠を用いて脱型後チップング処理を行って打継いできた。しかし、施工の合理化と打継ぎ面の性能向上を目的にメッシュ型枠を使用した埋殺し型枠の採用を検討するため、チップング処理とメッシュ型枠の埋殺しによる打継ぎ性能の比較を行った²⁾。

(1) 水平打継ぎ

ワイヤブラシによる目荒しに対する引張強度比を図-5.18に示す。目荒し処理の強度が大きかった理由として、各供試体とも打設直後に骨材を沈めているため天端表面はモルタル層であり、定版仕上げや金ゴテ仕上げを行うと天端面の粗度が小さくなる。これに対してワイヤブラシで目荒ししたものは、処理面の粗度が大きくなったため引張強度が向上したと考えられる。

また、打継ぎ処理は、コンクリート打設時の最終仕上げ後の湛水と同時に凝結遅延剤を散布するという前処理を行い、翌日排水すれば目荒しが行えることを確認した²⁾。

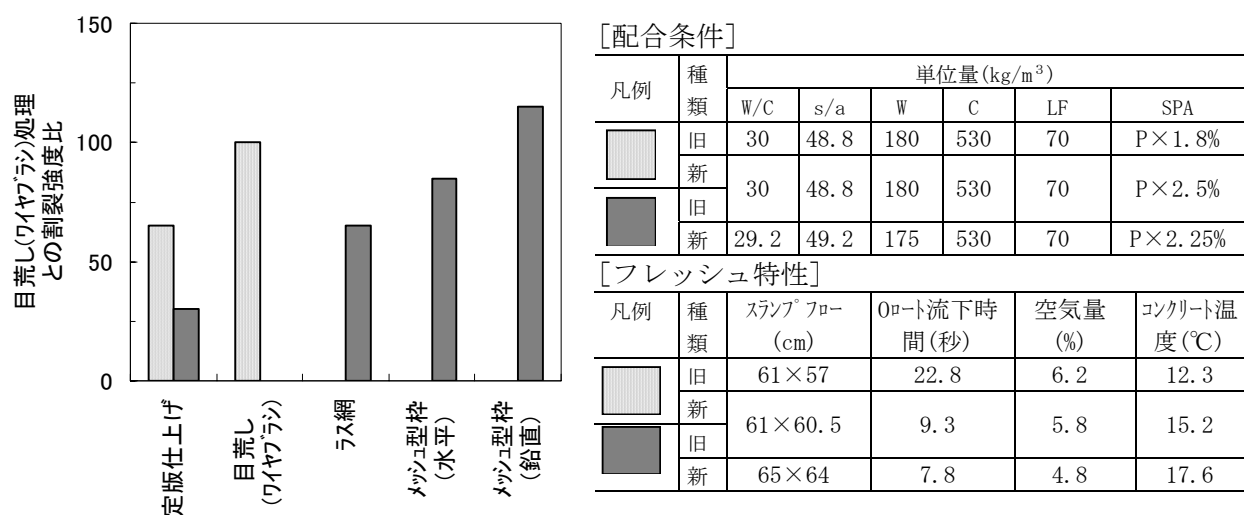


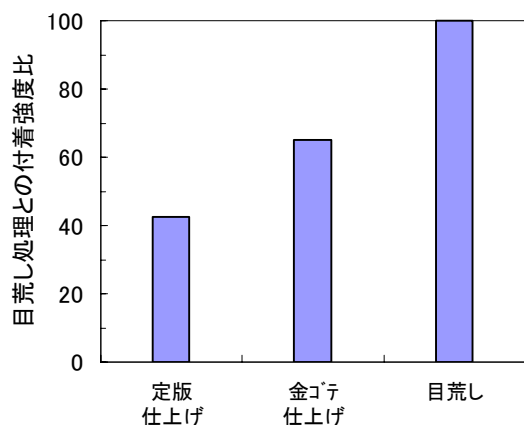
図-5.18 打継ぎ方法とワイヤブラシによる目荒しに対する引張強度比²⁾

(2) 鉛直打継ぎ

φ15×20cm供試体を用いた室内試験結果を図-5.19に示す。メッシュ型枠による打継ぎ強度はワイヤブラシによる目荒し処理したものと比較して同等以上の強度であった。若松ら¹⁰⁾によるとメッシュ型枠による打継ぎ曲げ強度がチップング処理と同等以上であり（図-5.20）、止水性の向上も見られるという報告があるが、高流動コンクリートで、実構造物での性状を確認するために実構造物モデルでの実験を行った。

実構造物モデルにおいて、メッシュ型枠、パンチングメタル、エキスパンドメタルの3種類を用いて、モルタル漏出量、鉛直打継ぎした後にコアを採取し、純引張り試験による付着強度実験を実施した。高流動コンクリートは、メッシュ型枠のような目のある型枠では、モルタル分が漏出することが懸念されたが、漏出量は少なかったものの背面に若干の空隙が生じた。しかし、メッシュ型枠背面に生じた空隙は、後打ちコンクリートを締固めて打設することにより充填されることを確認した。

付着強度試験結果を図-5.21に示す。その結果、メッシュ型枠を埋殺した付着強度がチップング処理に比べて同等以上であることを確認した。これは、メッシュによる付着とメッシュを介して骨材がかみ



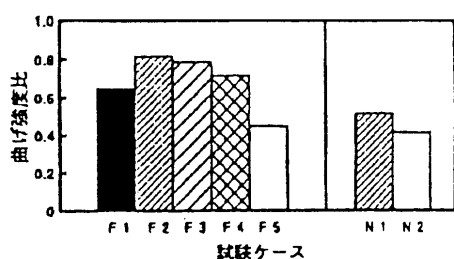
[配合条件]

種類	単位量 (kg/m ³)					
	W/C	s/a	W	C	LF	SPA
旧	30	48.8	180	530	70	P×1.8%
新	29.2	49.2	175	530	70	P×2.25%

[フレッシュ特性]

種類	スランプフロー (cm)	0ポート流下時間 (秒)	空気量 (%)	コンクリート温度 (°C)
旧	61×57	22.8	6.2	12.3
新	65×64	7.8	4.8	17.6

図-5.19 目荒し処理の種類と付着強度¹⁾



コンクリート	高流動					普通	
打継ぎ材齢	3 日	14 日				14 日	
打継ぎ前養生	気中	気中	封蔵	気中		気中	
メッシュ型枠条件	1 枚	1 枚	1 枚	2 枚	チップング	1 枚	チップング
	F1	F2	F3	F4	F5	N1	N2

図-5.20 メッシュ型枠の曲げ強度¹⁰⁾

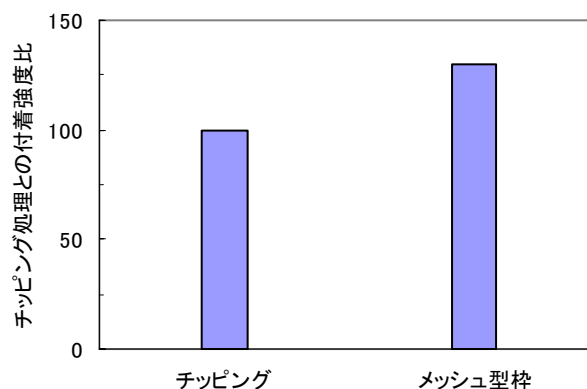


図-5.21 チップングとメッシュ型枠の付着強度比²⁾

合うためだと考えられる。

以上の結果を踏まえて、本工事では水平打継ぎはワイヤブラシによる目荒しを行い、鉛直打継ぎはメッシュ型枠を用いて、打継ぐ際に埋殺することとした²⁾。

5.1.7 型枠に作用する側圧

(1) 試験内容

一般に、高流動コンクリートを打設する場合、型枠には従来のコンクリート以上の圧力が作用すると言われている。このため型枠の設計においては液圧が作用するものとして取り扱っているのが通常である⁹⁾。しかし、本工事における防液堤施工時には、打上がり速度が 3cm/分程度とかなり小さいため、凝結等による型枠側圧の低減が予想される。型枠側圧の低減を型枠・支保工の設計に反映できれば、合

理的な計画ができる。一方で、型枠・支保工は、考えうる側圧の変動範囲内では、安全性を十分確保する必要がある。

そこで、図-5.22 に示すようにL型擁壁の壁においてセパレータに貼付したひずみゲージにより、型枠に作用する側圧を測定し型枠設計の検討を行った。セパレータの性能を表-5.1 に示す。打上り速度は、高さ 0～3.0m で 3cm/分、中断を経て、高さ 3.0～3.9m で 2cm/分であった。

(2) 試験結果

セパレータの軸力から求めた型枠に作用する側圧とコンクリート打上り高さから求めた液圧と仮定した場合の側圧の計算値を図-5.23 に示す。なお、図-5.23 は、側圧が最大となる下段のセパレータの値を表している。

セパレータ軸力および側圧は、コンクリート打上り高さが、高くなるにつれて上昇し、コンクリート打設を中断している間に減少してゆく。側圧の実測値と計算値の比を図-5.24 に示す。

同図から 1 時付近で 0 から急激に 60% になっているが、これは小さな値同士の割り算による影響である。打上り速度が一定でも、側圧比は 40% から 80% へと徐々に大きくなっていくことがわかる。この実験では、打設中止前のピークでの値は 86% であった。

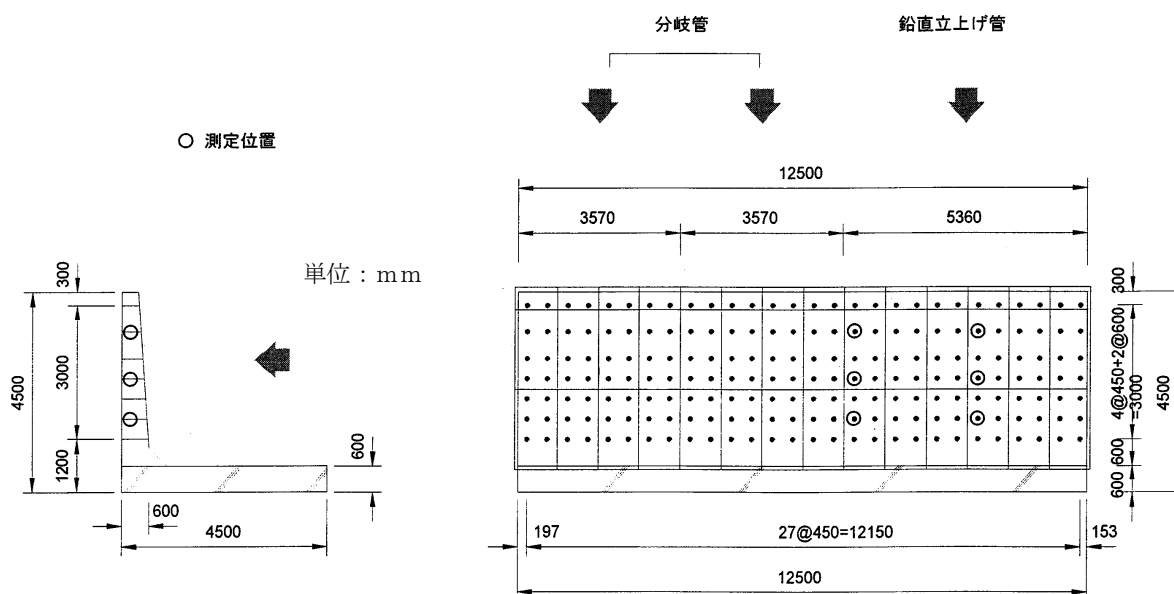


図-5.22(a) 側圧測定を実施した構造物の概略構造図²⁾

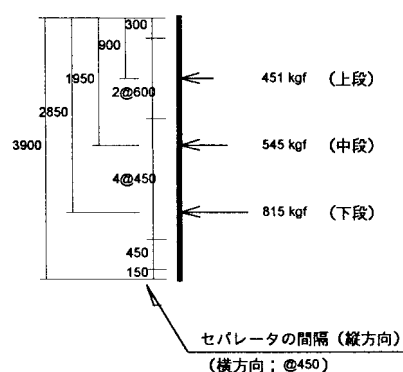


図-5.22(b) 測定用セパレータ²⁾

単位：mm

表-5.1 セパレータ性能諸元²⁾

種類	有効断面積 (mm ²)	引張破断強度 (kg/本)	許容引張強度 (kg/本)	破断箇所
B (W3/8)	50.3	3000	2100	ねじ部

この結果から、本工事においては、打上り速度が遅くなるにつれてコンクリートによる側圧は小さくなる傾向が認められるが、打上り速度の変動を考慮して、セパレータに関しては液圧で設計し、それ以外には 3cm/分連続打設した場合の実測値を用いる。セパレータ検討用の側圧として、 $P=2.4 \times H$ (tf/m^2)、セパレータ以外の型枠材（せき板、縦・横バタ材）検討用の側圧として、 $P=2.4 \times H \times 86\%$ (tf/m^2) として型枠の設計を行う²⁾。

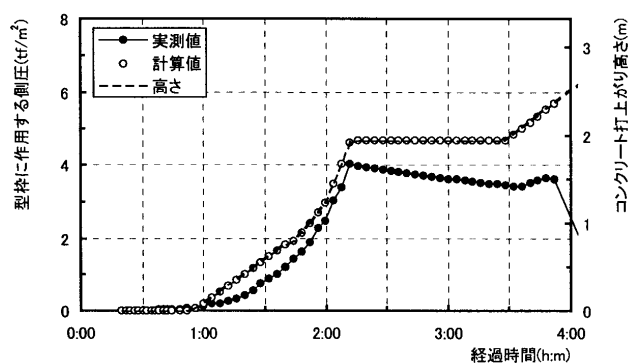


図-5.23 側圧の実測値と計算値(下段)²⁾

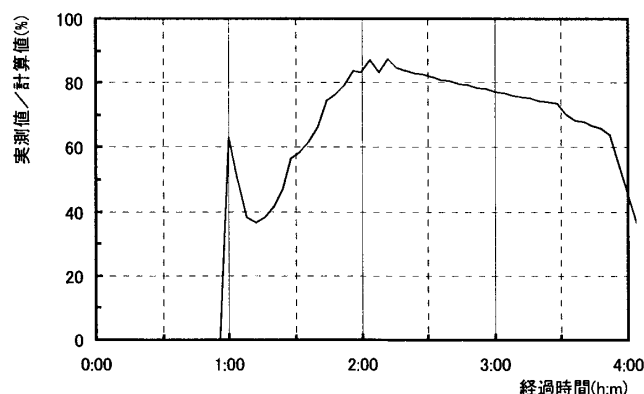


図-5.24 側圧の実測値と計算値の比(下段)²⁾

5.1.8 液体窒素冷却がフレッシュコンクリートの性状に与える影響

セメント種類やポストクーリングで温度ひび割れ制御ができない場合には、プレクーリングが必要となってくるため、液体窒素冷却がフレッシュコンクリートの性状、特に充填性にどの程度影響を与えるかを把握することは、品質管理上重要である。

そこで、高強度・高流動コンクリートを液体窒素で冷却した場合のフレッシュの性状を試験施工で確認した。液体窒素冷却は、液体窒素を直接アジテータ車のドラム内に投入したコンクリートを冷却する方法とした¹¹⁾。

1) 冷却効率、装置

冷却速度は従来のコンクリートと同様に 4.5m^3 積のアジテータ車に対して $2^\circ\text{C}/\text{分}$ 程度となり、打設速度 $80\text{m}^3/\text{hr}$ に対して、 $20\sim 25^\circ\text{C}$ の冷却を実施するためには 4 基の冷却装置を設置すればよいことがわかった。

2) フレッシュの性状への影響

冷却前後の空気量の変動を図-5.25 に、スランプフローの変動を図-5.26 に示す。

スランプフローは冷却の前後でほとんど変化しなかったが、空気量は冷却前の $2.0\sim 2.5\%$ に対して、冷却後、最大 1% 程度空気量が増加することが確認された。これは、液体窒素冷却では、液体窒素を直接アジテータ車のドラム内に投入した後、数分間ドラム内で高速攪拌するが、高流動コンクリートは粘性が高いため、比較的大きな気泡（エントラップドエア）が巻き込まれたことによると考えられる。エントラップドエアは高流動コンクリートの打込みの際にも巻き込まれるが、流動、充填の過程でコンクリートから抜け出るとされているため、冷却時に巻き込んだエアも同様であると考えられる。

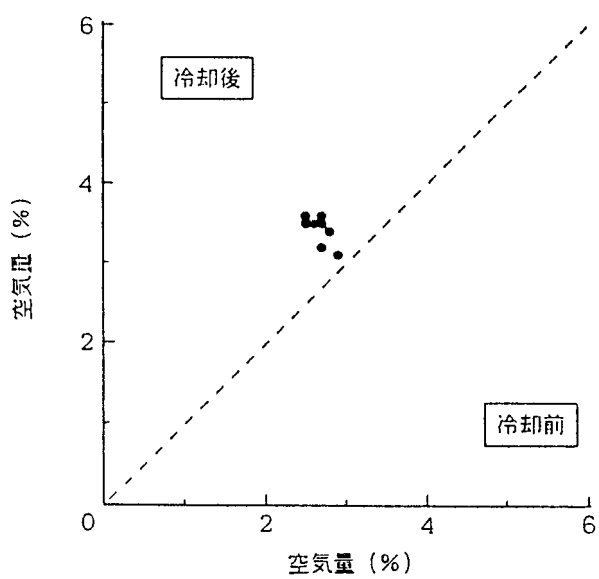


図-5.25 冷却前後の空気量⁷⁾

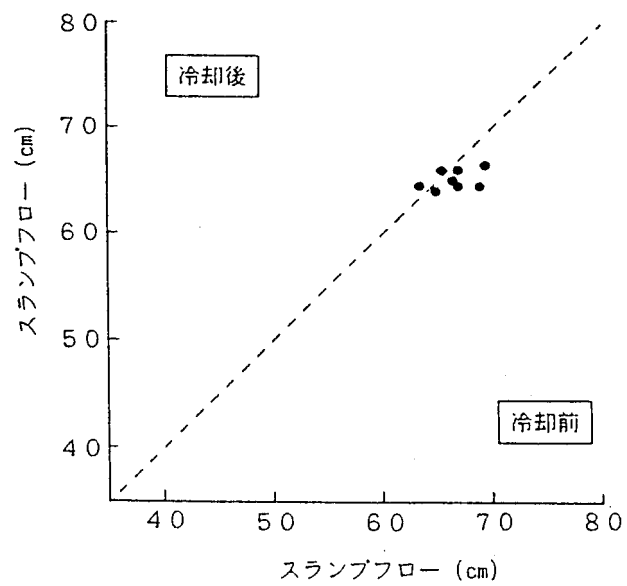


図-5.26 冷却前後のスランプフロー⁷⁾

5. 2 製造管理・受入検査

高流動コンクリートを適用する場合、締固めを行わない施工を前提としているため、構造物への充填の可否は専らコンクリート自体の性能により決定されるため、ごく一部でも自己充填性能の劣るコンクリートを打設すると、構造物の品質を損なう可能性がある。そのため本来は打ち込むコンクリート全量に対して自己充填性の良否を検査することが望ましい¹²⁾。しかし、現段階では受入検査として流動特性に関する複数の評価指標を頻繁に試験することで対処している事例が多く¹³⁾、管理要員の省力化を含め、より合理的な品質管理・検査方法の確立が重要な課題といえる。今回対象とする工事の場合、5工場以上のレディーミクストコンクリート工場から同時に製造・出荷(200~250m³/hr)するため、全てのコンクリートの自己充填性を管理し、それを現場で検査して打設する品質管理システムを新たに確立する必要がある^{14), 15)}。

そこで、本節では、製造過程および現場受入れ段階での管理方法として、練混ぜ終了時のミキサ負荷値による製造管理方法、荷卸し段階での自己充填性の全量検査試験装置による受入管理方法を含めた製造管理・受入検査システムについて述べる。

5.2.1 製造管理

(1) 製造方法

仮設開口部では、3.0m³練りのミキサで1バッチ当たりの練混ぜ量を1.5m³で、かつ練混ぜ時間120秒という余裕のある練混ぜとして、3バッチでアジテータ車に積載する方法を採用したため、製造速度は1工場当たり最大で約35m³/hr程度であった。そこで、製造速度の向上のため1バッチの練混ぜ量を通常のコンクリートと同じ2.25m³とし、2バッチで積載することについて検討した。

高流動コンクリートは、セメントをはじめとして多種の粉体を多量に使用する 경우가多く、水量を過度に増大させることなく高性能 AE 減水剤等の添加により粉体の分散性を高めて高変形性を付与することから、標準的なコンクリートの製造に比べて、一般には練混ぜ時間が増大する傾向にある。

練混ぜ時間の増大は、直接的にコンクリートの供給速度の低下につながるため、施工上の制約条件を考慮した上で、打設計画の再検討や製造プラント数の増加による供給量の確保など、対応策の選択が強いられることになる。したがって、所要の品質が確保されることを前提として、コンクリートの練混ぜ方法の効率化を図ることは、工学的に極めて重要であると考えられる¹⁶⁾。

以上の観点から、粉体系の高流動コンクリートを対象に、練混ぜ要因のうち、加水時期と練混ぜ時間を変化させた練混ぜ方法がコンクリートの品質に及ぼす影響について検討した。

1) 実験概要

セメントは低熱ポルトランドセメント（比重 3.24、比表面積 3250cm²/g、C₂S 59%）を用い、混和材には石灰石微粉末（LFと略記、比重 2.73、比表面積 5600cm²/g）を使用した。また、細骨材は海砂（比重 2.55、吸水率 2.30%、粗粒率 2.67）、粗骨材は碎石（最大寸法 20mm、比重 2.63、粗粒率 6.55）をいずれも表面乾燥飽水状態に調整した状態で使用した。混和剤には、ポリカルボン酸系の高性能AE減水剤を用いた。

実験は実験Ⅰと実験Ⅱの二回に分けて実施した。実験Ⅰに用いた粉体系高流動コンクリートの配合を表-5.2に示す。コンクリートの練混ぜには、パグミル型二軸強制練りミキサ（公称容量；0.06m

3、36rpm) を使用し、試験バッチの練混ぜ量を 0.05m^3 に設定した。練混ぜ方法に関する検討要因と水準の一覧を表-5.3 に示す。練混ぜは、まず粗骨材、細骨材、セメント、石灰石微粉末の順に各材料を投入し、所定の加水時期まで粉体および骨材を混合した後、予め高性能AE減水剤を溶解させた練混ぜ水を加えて所定時間練り混ぜる方法とした^{17), 18)}。

表-5.2 高流動コンクリートの配合¹⁷⁾

W/P (%)	W/C (%)	s/a (%)	単位量 (kg/m^3)			
			W	P		SPA
				C	LF	
29.0	35.0	49.0	175	500	100	12.0

表-5.3 練混ぜ方法の検討要因と水準¹⁷⁾

検討要因	要因の水準
加水時期	練混ぜ開始時 15, 30, 45, 60 秒後
練混ぜ時間	90, 120, 150, 180, 210 秒間

実験Ⅱでは、実機ミキサを使用して、1 バッチの練混ぜ量を 2.25m^3 で実験を行った。練混ぜには、デュアル型の二軸強制練りミキサ（容量； 3m^3 ）を使用し、表-5.4 に示す配合を用いた。コンクリート練混ぜ時の負荷電流の経時変化をビデオに記録し、負荷電流値を読み取った¹⁹⁾。

表-5.4 高流動コンクリートの基準配合¹⁹⁾

W/P (%)	W/C (%)	s/a (%)	単位量 (kg/m^3)			
			W	P		SPA
				C	LF	
30.0	34.0	49.0	180	530	70	15.0

2) 実験結果

① 加水までの練混ぜ時間（空練り時間）と各種品質特性

練混ぜ時間が一定（150 秒）の条件で加水時期を変化させた場合の加水までの練混ぜ時間（空練り時間）とスランプフロー、Oロート流下時間、空気量、圧縮強度の関係を図-5.26 に示す。

空練り時間の影響に関しては、特にスランプフローに対して顕著な相違が認められ、空練り時間が長い場合ほど、全材料投入後の練混ぜ時間は短いにもかかわらず、変形性が増大する結果が得られた。特に、全材料を一括投入して練り混ぜた場合は、練混ぜ直後は約 18cm のスランプしか得られず、加水前の僅かな固体材料の混合により急激にフローが増大する現象が認められた。これは、加水時期の違いにより、混和剤の吸着特性に変化が生じていることが推測され、接水前に粒径の異なる固体材料を予め混合することがフレッシュコンクリートに高い変形性を付与する上で効率的な作用をもたらしているものと考えられる。

空練り時間 30 秒以上は変化が少なくなるため、空練り時間は 30 秒以上とすることが望ましい。また、空練り時間が長い場合ほど、空気量は減少する傾向が見られたが、Oロート流下時間および圧縮強度に対しては影響が少ないことが確認された¹⁷⁾。

次に、実験Ⅱにおける加水時期の違いによるミキサ負荷電流値の経時変化を図-5.27 に示す。

空練り時間が 15, 30, 45 秒では加水後負荷電流値が一旦下がり、再び上昇する傾向が見られる。また、空練り時間 15, 30 秒では加水後空練り 0 秒と同じ軌跡を描くのに対し、45, 60 秒では負荷電流値が下がる傾向がある。また、空練り 60 秒では、練混ぜ 120 秒以降は負荷電流値がほとんど変化していないのに対し、その他の空練り時間では 150 秒後も下降傾向にあり、まだ完全には均一に練混ぜが行われていないことを示している。

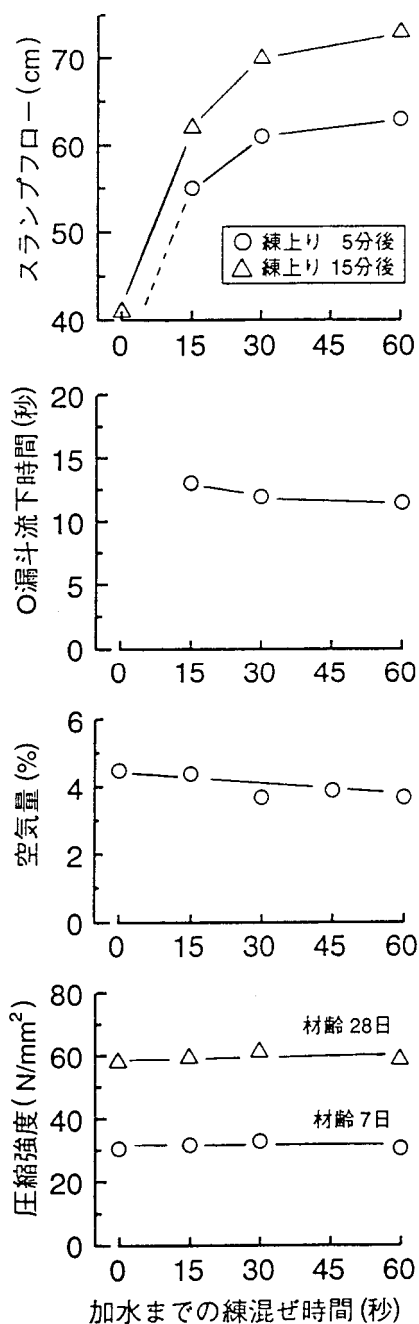


図-5.26 加水までの練混ぜ時間の影響¹⁷⁾

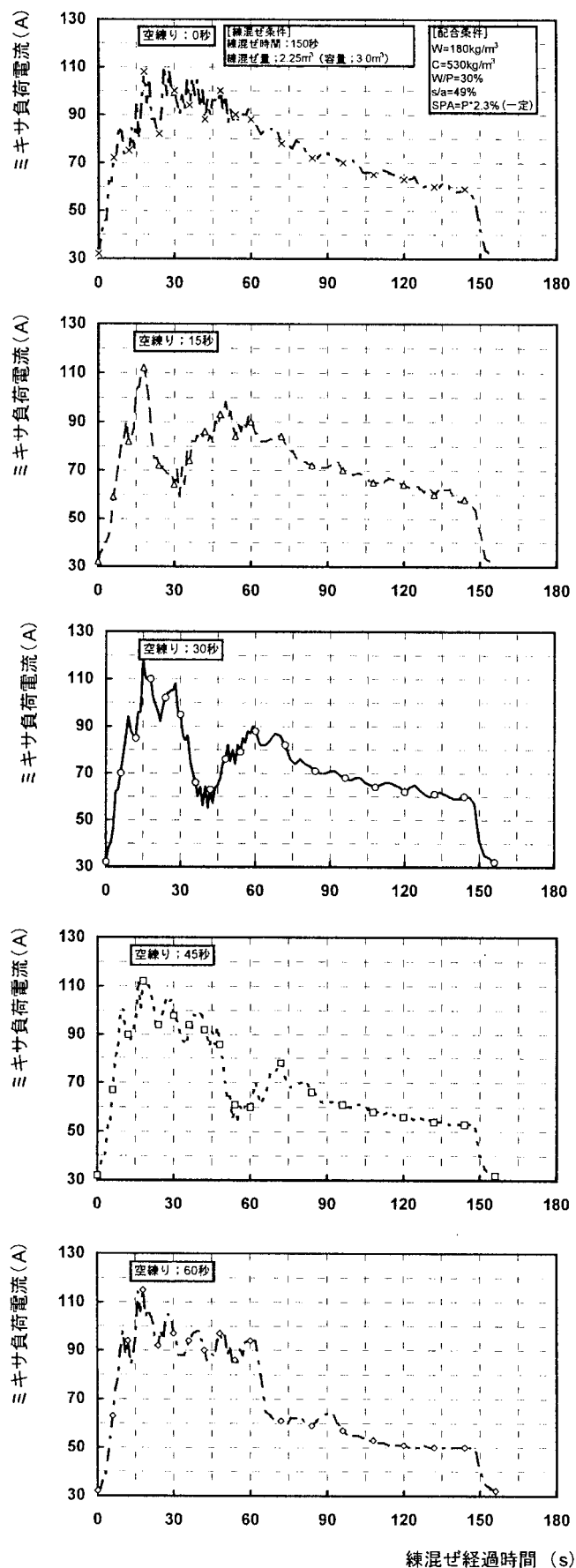


図-5.27 加水時期の違いによるミキサ負荷電流値¹⁸⁾

② 練混ぜ時間と各種品質特性

加水時期が一定（練混ぜ開始から 30 秒後）の条件で練混ぜ時間を変化させた場合について、練混ぜ時間とスランプフロー、Oロート流下時間、空気量、圧縮強度の関係を図-5.28 に示す。練混ぜ時間の影響については、練混ぜ時間が長い場合ほど、練上り直後においてスランプフローが増大し、フローの経時変化が小さい傾向となった。これは、練混ぜ時間を増加させた方が、フレッシュコンクリートの変形性を安定させるのに望ましいことを示している。

ただし、練混ぜ時間の影響を大きく受けるのは、練上り 5 分後で、15 分後ではほとんど影響がない。従って、通常のコングリートの運搬時間では、練混ぜ時間によるスランプフローへの影響は小さいと考えられる。また、空気量は練混ぜ時間に比例して増大し、練混ぜによってエ

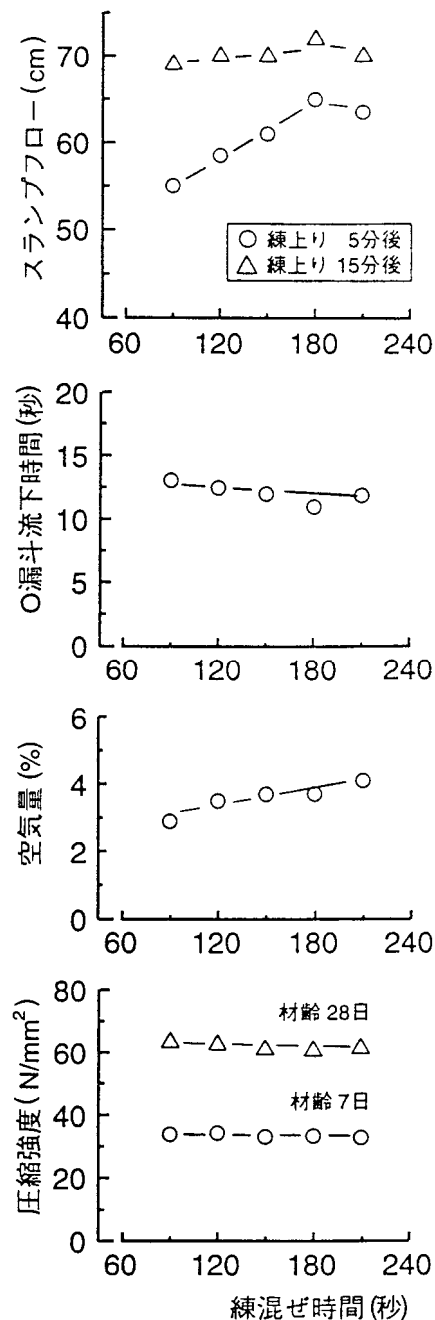


図-5.28 練混ぜ時間の影響¹⁷⁾

ントラップドエアが増加する傾向を示している。

一方、練混ぜ時間の増大に伴って空気量が増加したにもかかわらず、圧縮強度は練混ぜ時間に関係なく、いずれもほぼ同等の強度が得られた。この結果は、空気量の増加による強度低下を考慮すると、練混ぜ時間の増大に伴ってセメント粒子の分散性が増大し、実質的には強度発現が改善されていると推測される。

次に実験Ⅱにおける練混ぜ時間の違いによるミキサ負荷電流値の経時変化を図-5.29に示す。

最終負荷値は練混ぜ時間が長くなるにつれて下がっていく傾向にある。これは、空練り 30 秒の条件では、まだ完全には均一に練混ぜが行われていないためであると考えられる。

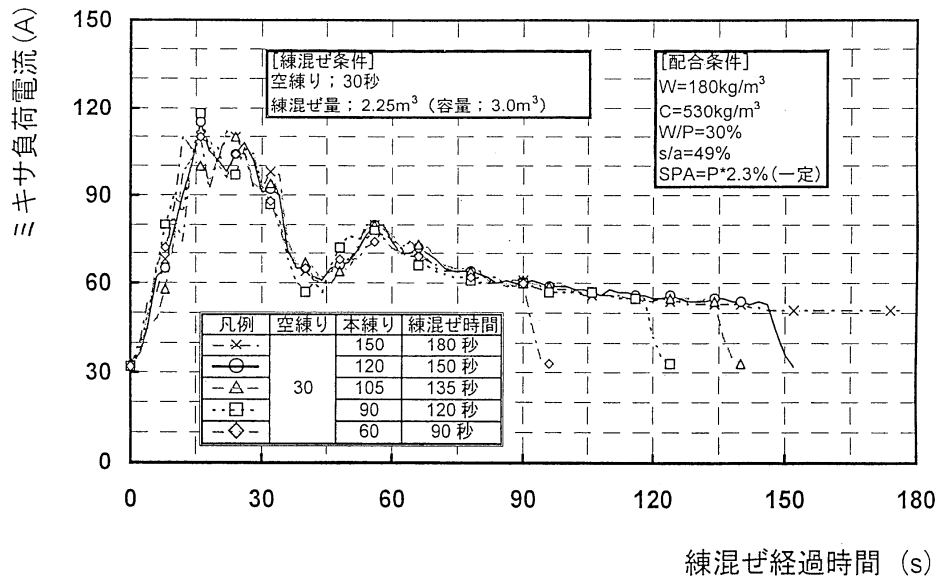


図-5.29 練混ぜ時間の違いによるミキサ負荷電流値の経時変化¹⁸⁾

3) まとめ

本実験結果から、加水前に固体材料を予め混合することは、フレッシュコンクリートの変形性の増大に効果的であることと、変形性の安定化と強度発現特性の観点からは、練混ぜ時間を極力増大させることが望ましいことがわかった。

そこで、本工事においては加水前に 30 秒間空練りし、その後 120 秒間練混ぜを行うこととした。

(2) 製造管理方法

レディーミクストコンクリートの製造に際しては、予め使用材料の物性を把握した上で、これらを所定量ずつ配合して練り混ぜ、製造されたコンクリートの品質を抜き取り検査により確認して、製造工程へフィードバックする管理方法が一般的に行われている。ところが、高流動コンクリートは、材料や配合の僅かな変化に対して、変形性をはじめとする各種品質が鋭敏に変動する傾向にあり、通常のコンクリートの場合よりも製造段階での管理精度を高める必要がある。また、品質変動をできるだけ低減するためには、製造したコンクリートの品質を極力早期に判定することが望ましい。

ここでは、実機ミキサにより高流動コンクリートを製造する場合の管理指標として、ミキサの負荷電流に着目し^{20), 21)}、その適用性について検討する。

1) 実験概要

使用材料としては、4.3.1 製造方法と同じものを使用した。表-5.5 に高流動コンクリートの基準配合を示す。

表-5.5 高流動コンクリートの基準配合¹⁷⁾

W/P (%)	W/C (%)	s/a (%)	単位量 (kg/m ³)			
			W	P		SPA
				C	LF	
30.0	34.0	49.0	180	530	70	15.0

各試験バッチは、この基準配合をもとに細骨材表面水率の設定値または混和剤添加量を意図的に変化させ、コンクリートの品質を変動させた。コンクリートの練混ぜには、デュアル型の二軸強制練りミキサ（容量；3m³）を使用し、1バッチの練混ぜ量を2.25m³とした。

練混ぜ方法は、まず骨材、セメント、石灰石微粉末を順次投入して混合し、練混ぜ開始から30秒経過した時点で予め各種混和剤を溶解させておいた練混ぜ水を添加して120秒間練り混ぜた。実機ミキサによるコンクリート練混ぜ時の負荷電流の経時変化は、各バッチ毎にビデオに記録し、練混ぜ終了時の安定した値（最終負荷電流）を読み取った。

なお、各バッチ毎に、計量時に骨材をサンプリングして表面水率を測定し、コンクリート中の水量の変動を的確に把握した。また、練混ぜ時の各種材料の計量値が許容誤差の範囲内で配合されていることを、印字記録データにより確認した。

2) 実験結果

① 細骨材表面水率の変動とミキサ負荷電流値

細骨材表面水率の設定誤差とミキサ最終負荷電流値の関係を図-5.30 に示す。配合中の水量の増減に対し、ミキサの負荷電流値が鋭敏に変化しており、最終負荷電流値を把握することで、骨材表面水率のばらつきに起因した水量の変動を、迅速かつ精度良く管理する有用な指標となるものと考えられる¹⁹⁾。

② スランプフローとミキサ負荷電流値

製造時の変動要因として細骨材の表面水率と高性能AE減水剤の添加量の変動によりスランプフローが変動した場合のミキサの最終負荷電流との関係を図-5.31 に示す。

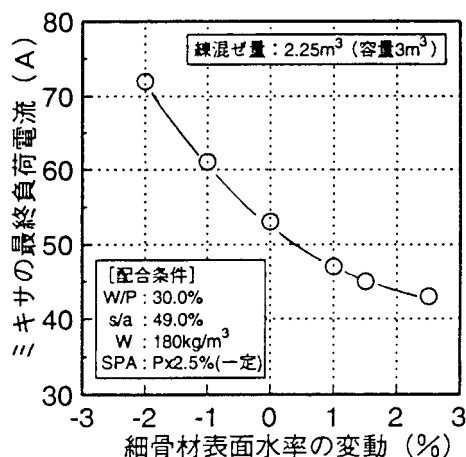


図-5.30 細骨材表面水率の設定誤差とミキサ最終負荷電流値¹⁹⁾

細骨材の表面水率の変動によるスランプフローの変動と最終負荷値は相関が認められる一方、高性能AE減水剤の変動によるスランプフローの変動に対しては、負荷電流値は相関があるものの概ね一定の値となっている¹⁹⁾。この関係は、3.3.2の図-3.36と同様の傾向を示している。すなわち、ミキサ負荷値はOロート流下時間と同様の傾向を示していることがわかる。

③ Oロート流下時間とミキサ負荷電流値

製造時の変動要因として細骨材の表面水率と高性能AE減水剤の添加量の変動によりOロート流下時間が変動した場合のミキサの最終負荷電流との関係を図-5.32に示す。

細骨材の表面水率の変動、高性能AE減水剤の変動に関わらずOロート流下時間と最終負荷値には正の相関が認められる¹⁹⁾。

④ 空気量とミキサ負荷電流値

空気量の変動とミキサの負荷電流値の関係を図-5.33に示す。空気量の変動とミキサ負荷電流値の相関はあるものの、概ね一定の値を示す傾向が認められた³³⁾。

3) まとめ

配合中の水量の増減に対し、ミキサの負荷電流値が鋭敏に変化しており、最終負荷電流値を把握することで、細骨材表面水率のバラツキに起因した水量の変動を、迅速かつ精度良く管理する有用な指標となるものと考えられる。高性能AE減水剤の変動によるスランプフローの変動に対しては、負荷電流値は相関があるものの概ね一定の値となっている。また、細骨材の表面水率の変動、高性能AE減水剤の変動に関わらずOロート流下時間と最終負荷値は相関が認められる。これは、ミキサ負荷電流値は、ロートを流下するコンクリートと同様、主に、モルタルの変形速度と粗骨材どうしの干渉により決定されるのに対して、スランプフローは粗骨材どうしの干渉が少なく、モルタルの品質に影響されるためだと考えられる^{20),21)}。空気量の変動とミキサ負荷電流値の相関はあるものの概ね一定の値を示す傾向が認められた。

本実験により、材料の物性や練混ぜ方法が一定の場合、ミキサの最終負荷電流が単に水量管理の指標としてのみならず、製造段階でフレッシュコンクリートの粘性を把握する尺度として活用できる可能性が高いことを示すものといえる。

また、混和剤の計量誤差が実用上殆ど無視できると仮定すれば、一般にスランプフローを指標と

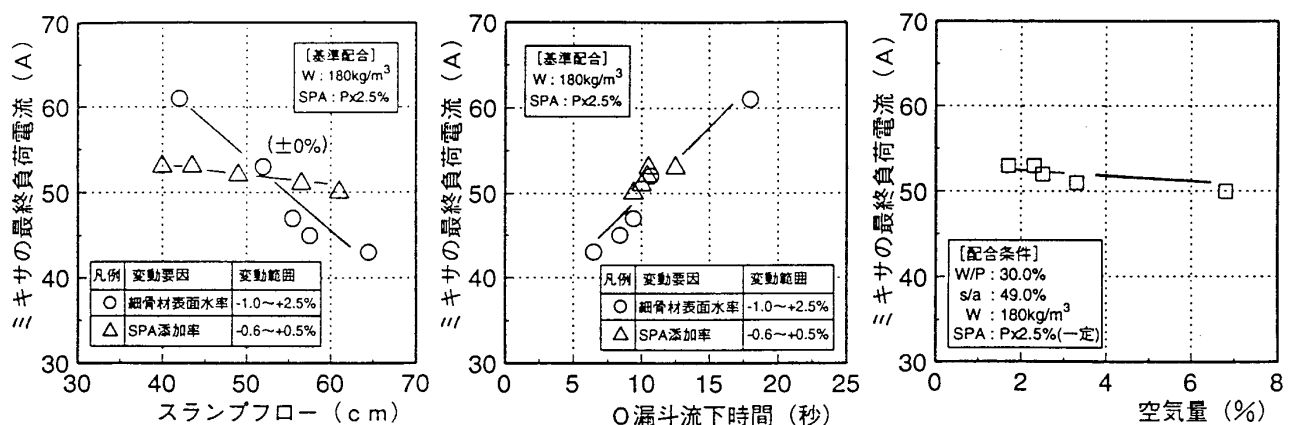


図-5.31 スランプフローとミキサの最終負荷電流¹⁹⁾ 図-5.32 Oロート流下時間とミキサの最終負荷電流¹⁹⁾ 図-5.33 空気量の変動とミキサの最終負荷電流値¹⁹⁾

して評価されることが多いフレッシュコンクリートの変形性に対しても負荷電流値により迅速に管理できる可能性があるとも考えられる。なお、本指標の適用に際しては、骨材粒度や練混ぜ温度の影響などについても検討する必要がある。

(3) 強度管理用供試体の作製方法

コンクリートの強度管理は、打設直前のコンクリートを採取して作製した供試体の圧縮強度で評価することが一般的である。しかし、通常のコンクリートと異なり高強度コンクリートの強度は、試験機の剛性、供試体の作製方法、端面処理方法や形状・寸法などの影響を大きく受ける²²⁾。そこで供試体の作製方法による圧縮強度の影響を検討した。

1) 試験概要

供試体の作製方法の検討要因と水準を表-5.6に示した。型枠の種類は通常使用される鋼製型枠と簡易安価な型枠であるサミットモールドの比較を行った。試料の詰めかたは、高流動コンクリートの特性から突き固めの有無による影響を確認するため突き固めのある場合と突き固めをせず型枠外から軽打する場合の比較を行った。高強度コンクリートの特性から端面の成型方法が強度に影響を与えることが予測されるため、端面成型をキャッピングと研磨仕上げの2種類について検討した。

2) 試験結果

図-5.34に各種要因による材齢7、28、91日における圧縮強度試験結果を示す。

圧縮強度の分布は、材齢7日で平均±3%、材齢28日で-1%～+2%、材齢91日でも-2%～+4%となっており、有為な差はあるとは言えなかった。ただし、端面成型する場合、供試体作製時に試料を余盛りしたり、十分な天端押さえを行わないとその付近が緩むことによって弱点となり、十分な強度が得られない場合が考えられるため十分留意する必要がある。

5.2.2 製造・受入検査システム

以上に述べた検討結果から、考案した製造・受入管理システムのフローを図-5.35に示す。

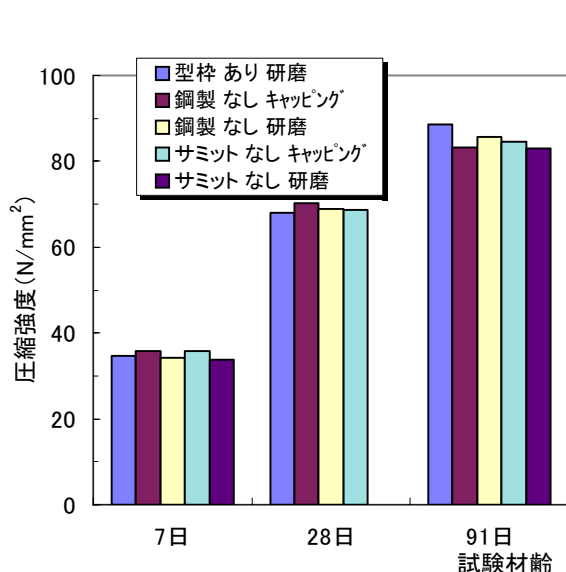


図-5.34 各種要因と圧縮強度¹⁸⁾

表-5.6 供試体の作製方法¹⁸⁾

型 枠	試料の詰め方	端面成型
鋼製モールド	突固めあり	研 磨
	突固めなし (軽打)	キャッピング
サミットモールド		研 磨
		キャッピング
		研 磨

(1) 製造管理

練混ぜは、1 バッチの量を 2.25m^3 とし、まず骨材と粉体材料（セメント、膨張材、石灰石微粉末）を

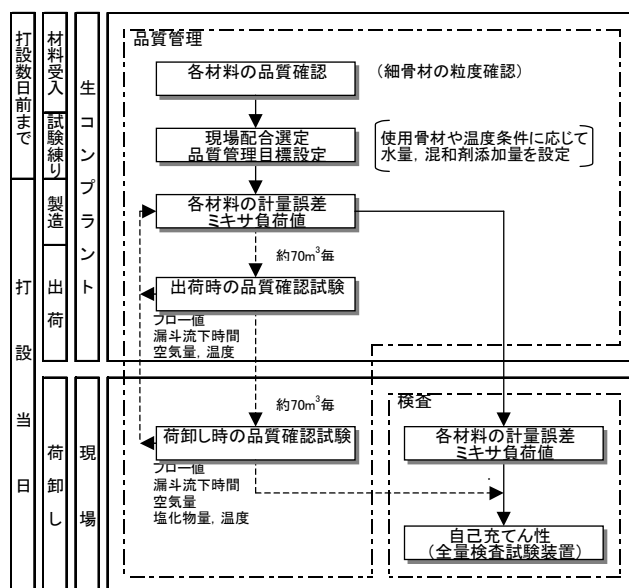


図-5.35 製造・受入管理フロー¹⁵⁾

投入して空練りを 30 秒間行ったのち、高性能AE減水剤を溶解させた練混ぜ水を投入し、さらに 120 秒間本練りを行う。

製造管理は、練混ぜ終了時のミキサ負荷値が予め定めた目標値になるように、各バッチ毎に直前の練混ぜバッチの状況に基づいて水量を補正操作する方法で行う。事前に実施した実機試験練り結果より各レディーミクストコンクリート工場ごとに作成した「細骨材表面水率の測定値と設定値の差－練混ぜ終了時のミキサ負荷値」の関係図をもとにオペレータが水量を補正操作する。関係図の一例を図-5.36に示す¹⁵⁾。

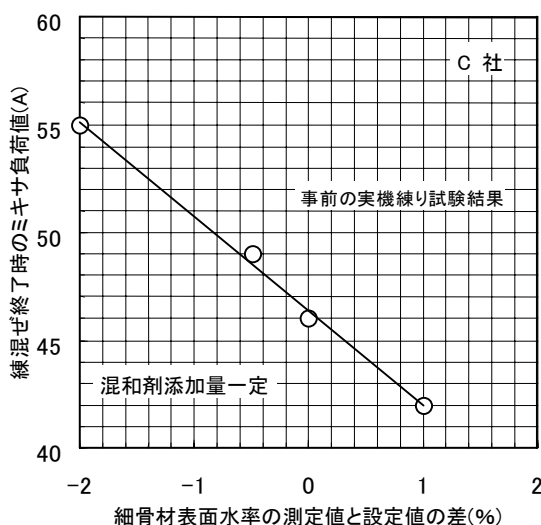


図-5.36 細骨材表面水率の測定値と設定値の差－練混ぜ終了時のミキサ負荷値¹⁵⁾

コンクリートの充填性能は、使用する骨材、特に細骨材の品質・粒度分布と気温等の影響を受ける。このため、打設に際しては、数日前までに必要な細骨材を受入れて粒度を確認し、各レディーミクストコンクリート工場ごとに当日使用する材料を用いて、実際に想定される打込み温度で事前に試験練りを行って、最適な水量と高性能 AE 減水剤添加量の設定を行う。

しかし、製造中においても材料の品質のバラツキにより充填性能が変化する。特に細骨材の表面水率の変動の影響が最も大きく、この練混ぜ水量の変動を製造過程で適確に捉える指標として練混ぜ終了時のミキサ負荷値を用いた。管理は、練混ぜ終了時のミキサ負荷値が予め定めた目標の値となるように、それぞれの直前の練混ぜバッチの状況に基づいて水量を補正操作するという方法で行った。また、このミキサ負荷値を各バッチ連続して監視し、製造の安定性や材料の品質変動の傾向の把握・確認に利用することとした^{20), 21)}。

出荷時のコンクリートの品質確認は、流動性をスランブフローで、材料分離抵抗性を間接的にモルタルのロート流下時間で行った。コンクリートのロート流下時間は、コンクリートが均質に流下する場合は、塑性粘度に応じて流下時間が長くなるが、モルタル相の粘性が低い場合には骨材のかみ合いにより流下時間が見かけ上増加することもある²³⁾。そこで、高流動コンクリートの製造実績の少ないレディーミクストコンクリート工場の専任技術者でも、ロート流下時間と粘性の関係を即座に判断できるようにするため、5 mmふるいでスクリーニングした、粗骨材同士の干渉要因を取り除いたモルタルのロート流下時間を測定した。

(2) 受入れ検査

現場受入れ時には、先ず強度発現を含む硬化後の性能については、納品書とともに添付されたバッチごとの投入材料の自動計量印字記録により、受入れた全てのアジテータ車のコンクリートが所定の材料・計量範囲内で練り混ぜられたものであることを確認する。

次に、自己充填性に関しては、アジテータ車からポンプ車に荷卸しする際に、ポンプ車のホッパの手前に全量検査装置（図-5.37）を配置し、打設する全てのコンクリートに対して、検査装置の二重の障害物の通過の可否で検査した。障害物の諸元は、大内らの研究成果¹²⁾をもとに土木学会「高流動コンクリート施工指針」⁶⁾で規定されている自己充填性ランク 2 に対応し、U 型充填装置を用いた間隙通過試験のしきい値(300mm)による判定に見合った条件として、鉄筋中心間隔 70mm、障害物間隔 40mm に設定した。また、装置全体の寸法諸元に関しては、アジテータ車からの荷卸し、ポンプによる圧送を経て型枠内に投入する一連の打込み工程の中で間隙通過性の全量試験が打設速度を左右する制約条件とならないよう配慮して定めた。

ただし、この検査装置は受入れたコンクリートの自己充填性について打設の可否のみを評価するものであって、充填性レベルを評価することは困難である。そこで、自己充填性の要素評価としてスランブフローと O ロート流下時間の測定を行った。測定は、各生コンプラントが打設の最初に製造したコンクリートと、その後は 70m³ 毎（アジテータ車 15 台毎）に実施した。また、圧縮強度用供試体は、現場荷卸し時に 135 m³ 毎（アジテータ車 30 台毎）に採取した。なお、現場受入れ段階では、ミキサ負荷値を各バッチ連続して監視し、大きく変動したバッチがあった場合は、随時測定を実施して品質性状を確認する^{15), 24)}。

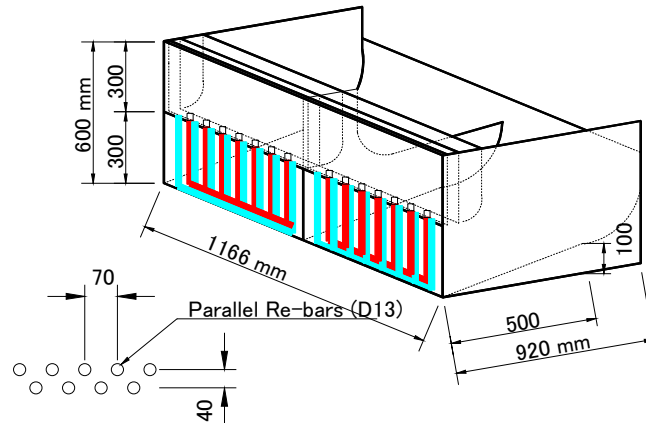


図-5.37 全量検査装置^{(14), (15), (24) (25), (26)}

(3) IT を使用したコンクリートの品質管理システム

高流動コンクリートは、締固めを必要とする従来のコンクリートに比べ、製造管理のレベルによっては品質変動が大きくなるといえる。また、納入するレディーミクストコンクリート工場の製造管理能力と実績、工場から現場までの運搬時間が異なるため、各工場から同等の品質のコンクリートが供給されるためには、合理的な品質管理体制の確立が重要となる。

そこで、このような管理体制を実現する方策として、高流動コンクリートの管理情報をインターネットを介して、各レディーミクストコンクリート工場と打設現場の管理者、さらには現場から離れた遠隔地の専門技術者がリアルタイムに情報を共有できるシステムを考案した^{(27), (28), (29)}。

1) IT を利用した品質管理システム

この品質管理システムは、複数の工場の各練混ぜバッチごとのコンクリートの製造データ（材料計量値、練混ぜ終了直前のミキサ負荷値、骨材の表面水率の補正操作値および練混ぜ時刻等）をインターネット上で品質管理用に変換された情報を工事関係者がリアルタイムに把握でき、その情報が逐次整理・記録化される特徴を有している。このシステムでは、各練混ぜバッチごとの製造データ（材料計量値、練混ぜ終了直前のミキサ負荷値、骨材の表面水率の補正操作値および練混ぜ時刻等）をインターネット上で品質管理用データに変換し、工事関係者がリアルタイムに把握でき、その情報を逐次整理・記録化することができる⁽²⁹⁾。

図-5.38 にシステムの概念図を、図-5.39 に実施した品質管理および検査フローの概略を示す。

ミキサ負荷値を各バッチ連続してリアルタイムで監視し、大きく変動したバッチがあった場合に、出荷・荷卸しの両時点において品質確認試験を実施した^{(27), (28), (29)}。

各工場ごとに「細骨材表面水率の変動値－練混ぜ終了時のミキサ負荷値」の関係を求め、管理範囲を定めた。工場からは、ミキサ負荷値および表面水率の設定値がリアルタイムに自動転送される。練混ぜ終了時のミキサ負荷値および表面水率設定値の変動グラフの一例を図-5.40 に示す。

計量印字記録の転送データの一例を図-5.41 に示す。各バッチの練混ぜが終了したと同時に計量記録（設定値、計量値、誤差）が転送され、各材料が所定の量だけ計量され、十分に練混ぜられたものであることを確認した。出荷時、荷卸し時とも約 50m³に 1 回以上の割合でフレッシュコンクリートの品質を確認し、圧縮強度供試体は約 100m³毎に採取した。

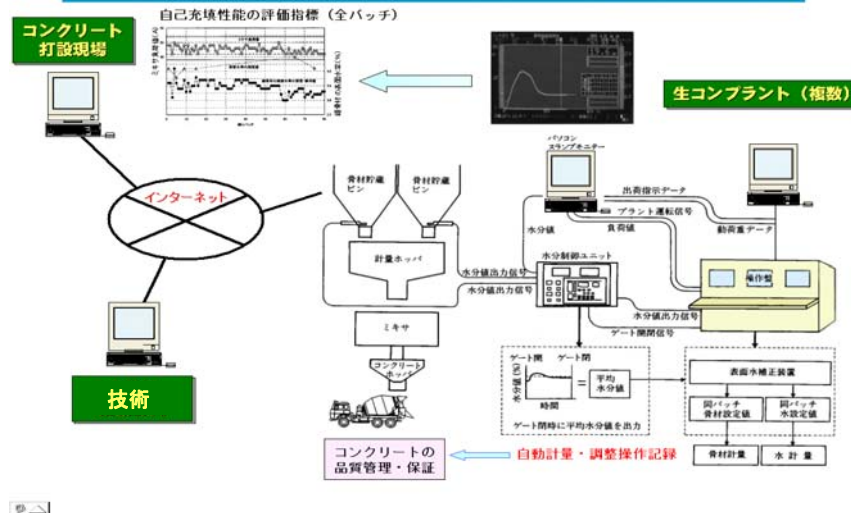


図-5.38 品質管理システム概念図^(27), 28)

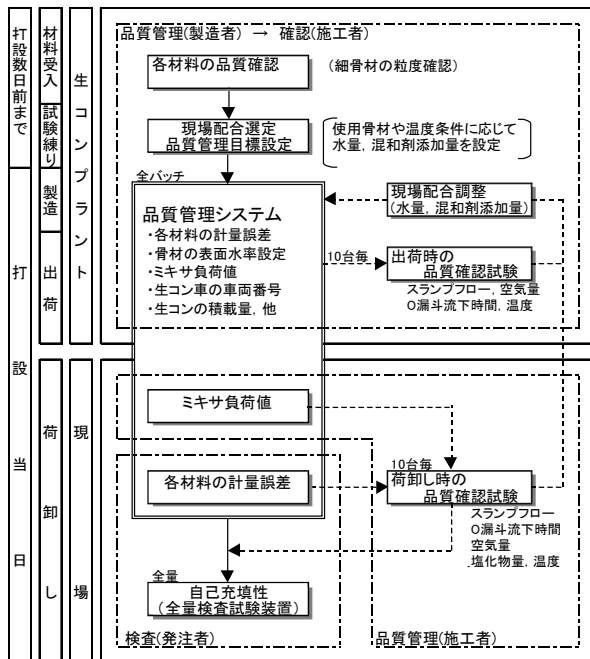


図-5.39 品質管理・検査フロー^(27), 28), 29)

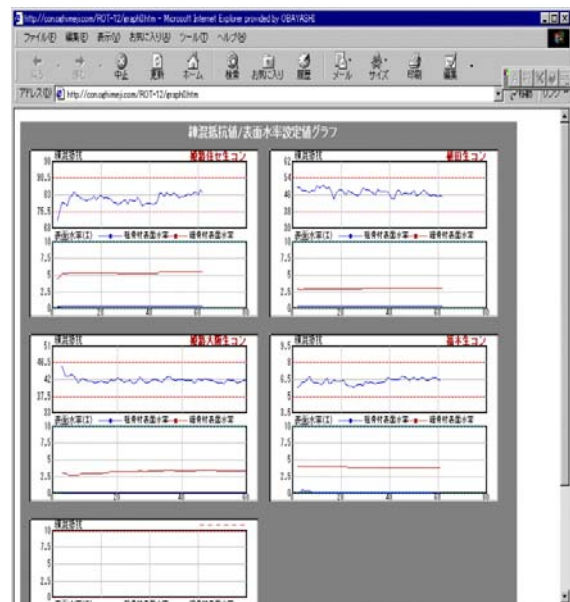


図-5.40 ミキサ負荷値と表面水率設定値の管理グラフの一例^(27), 28), 29)

http://concohomei.com/ROT-14/table3.htm - Microsoft Internet Explorer provided by ODAYASHI

ファイル(D) 編集(E) 表示(V) お気に入り(A) ツール(T) ヘルプ(H)

戻る 進む 停止 更新 ホーム 検索 お気に入り 履歴 メール サイズ 印刷 編集

アドレス(1) http://concohomei.com/ROT-14/table3.htm

移動 実行

福本生コン (2001/04/05 06:00:00~2001/04/05 18:00:00)

	Batch	時刻	台数	号車	配合	練量	W	C1	C2	C1+C2	S1	S2	G1	G2	AE1	負荷値	0漏斗	結合剤比	備考
設定値	61	11:34	17	9501	1.5	214.2	784.0	76.5	880.5	1222.0	0.0	808.0	1216.0	10.6					
計量値						214.5	784.0	77.0	881.0	1220.0	0.0	808.0	1224.0	10.6		6.3	0.0	32.3	
誤差						0.1	0.0	0.7	0.0	-0.2	0.0	0.0	0.0	0.0					
表面水	60	11:31	17	9501	1.5	214.2	784.0	76.5	880.5	1222.0	0.0	808.0	1216.0	10.6					
計量値						215.0	782.0	77.5	859.5	1218.0	0.0	602.0	1219.0	10.6		6.2	0.0	32.4	
誤差						0.4	-0.3	1.3	-0.1	-0.3	0.0	-1.0	0.2	0.0					
表面水	59	11:28	17	9501	1.5	214.2	784.0	76.5	880.5	1222.0	0.0	808.0	1216.0	10.6					
計量値						214.0	785.0	75.5	880.5	1216.0	0.0	610.0	1222.0	10.6		6.3	0.0	32.3	
誤差						0.0	0.1	-1.3	0.0	-0.5	0.0	0.3	0.5	0.3					
表面水	58	11:25	21	9501	1.5	214.2	784.0	76.5	880.5	1222.0	0.0	808.0	1216.0	10.6					
計量値						214.5	784.0	77.0	881.0	1224.0	0.0	808.0	1220.0	10.6		6.4	0.0	32.4	
誤差						0.1	0.0	0.7	0.0	0.2	0.0	-3.0	0.3	0.0					
表面水	57	11:22	21	9501	1.5	214.2	784.0	76.5	880.5	1222.0	0.0	808.0	1216.0	10.6					
計量値						214.8	785.0	75.5	880.5	1226.0	0.0	804.0	1222.0	10.6		6.4	0.0	32.4	
誤差						0.1	0.1	-1.3	0.0	0.3	0.0	-4.0	0.6	0.3					
表面水	56	11:19	21	9501	1.5	214.2	784.0	76.5	880.5	1222.0	0.0	808.0	1216.0	10.6					
計量値						214.0	785.0	77.0	880.5	1216.0	0.0	808.0	1208.0	10.6		6.5	0.0	32.3	
誤差						0.0	0.3	0.7	0.3	-0.3	0.0	0.0	-0.7	0.0					
表面水	55	11:16	18	9501	1.5	214.2	784.0	76.5	880.5	1222.0	0.0	808.0	1216.0	10.6					
計量値						214.0	785.0	75.5	880.5	1226.0	0.0	610.0	1220.0	10.6		6.5	0.0	32.3	
誤差						0.0	0.1	-1.3	0.0	0.3	0.0	0.3	-3.0	0.0					
表面水	54	11:13	18	9501	1.5	214.2	784.0	76.5	880.5	1222.0	0.0	808.0	1216.0	10.6					
計量値						214.5	783.0	77.0	880.0	1220.0	0.0	610.0	1214.0	10.6		6.4	0.0	32.3	

図-5.41 計量記録および練り上がり終了時の最終負荷値の転送画面の例^(27), 28)

5. 3 ジャンプフォーム工法による施工

5.3.1 施工概要

1997年に着工した泉北製造所第二工場18号タンク（容量18万 m^3 のPCLNG貯槽）の基礎版外周部およびPC防液堤に、総量で約1.2万 m^3 の高強度・高流動コンクリートを用いた。PC防液堤の躯体コンクリートは、約4.4mのロット高さで全円周約264mを一体に同時に打設した。高さ方向には10のロットに分けて構築した。1つのロットで打設されるコンクリートの量は約1,000 m^3 である。

打設の基本的な考えとしては、品質の均一さ、コンクリート側圧の均一な作用を目的として、防液堤全周を均等に打ち上げること、また、コールドジョイントの発生を避けるために型枠内により早くコンクリートを打ち込む施工とすることとした。そこで、レディーミクストコンクリート工場1工場あたりの高流動コンクリートの製造・出荷能力（45 m^3/hr ）、ポンプ車の圧送能力等も考慮し、また、コンクリートのポンプ圧送性に関する数値解析技術による検討結果も踏まえた施工計画とした。

まず、打設方式としては、PC防液堤の各PC定着柱1台ずつ計6台のポンプ車を配置し、コンクリートの流動距離を考慮して、全周を24等分した位置に吐出口を設置し、同時かつ均等に打設できる方式とした。計画打設速度は、吐出口1箇所あたり10 m^3/hr が確保できることを目標として全体では200～250 m^3/hr に設定した。この場合、ポンプ車1台あたりの圧送量は40 m^3/hr となる。コンクリートの供給体制は、時間あたり250 m^3 の供給量を確保するため、少なくとも5工場以上のレディーミクストコンクリート工場が同時に製造・出荷することとした。

この結果、壁厚80cmのコンクリートの打上がり速度は、毎時1.0～1.2mとなり、4.4mの1ロットの打設に要する時間は約5時間であった^{14), 25)}。

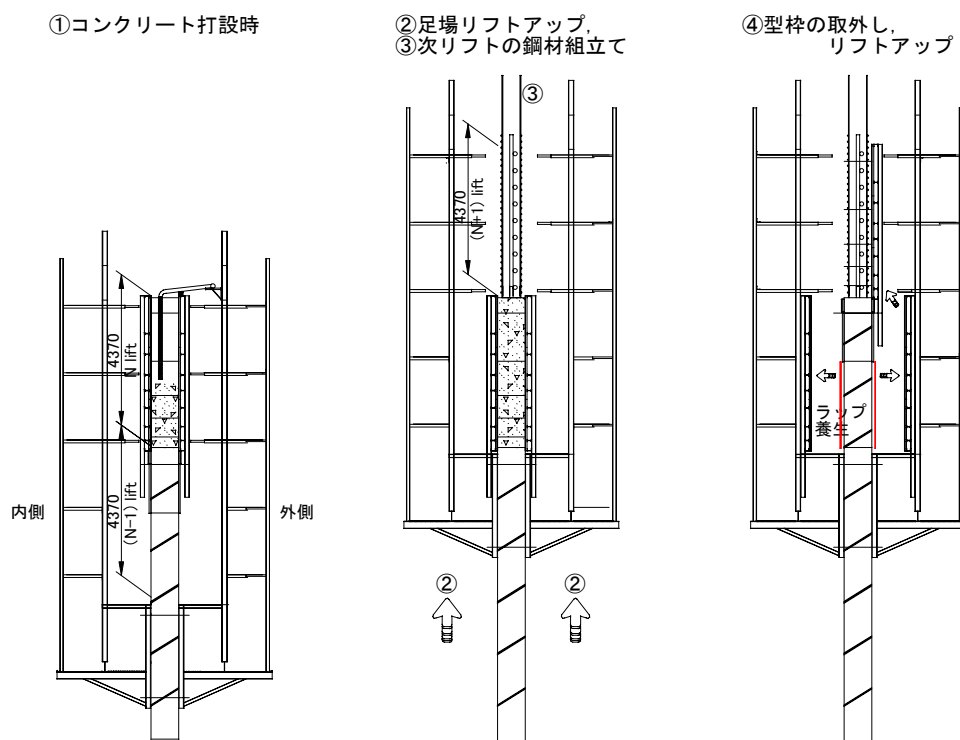


図-5.42 型枠・支保工と足場の構造と上昇手順¹⁾

5.3.2 型枠・支保工の計画

コンクリート表面を長期間養生できるようにするために、工事のクリティカルパスとなる足場の移動に影響を及ぼさないよう、型枠・支保工は足場と一体にせず、図-5.42のように分離させた構造を採用した。型枠の設計では、過去の測定データ³⁰⁾に基づいて安全側に考え、液圧相当のコンクリート側圧を考慮することとした。

5.3.3 打設方法と打設管理

打設は、各定着柱ごとに配置したポンプ車(計6台)にて鉛直上向き(最大約40m)に打設天端まで圧送し、その後左右に分岐した水平配管に設けた吐出口から1箇所あたり約 $10\text{m}^3/\text{hr}$ の速度で打ち込んだ(図-5.43, 図-5.44)。吐出口には、1ロットの高さの半分(2.2m)まで比較のリジッドなホースを取り付け、自由落下高さを小さくして、下にフレッシュコンクリートがないときの粗骨材の分離や余分な空気の巻込みを防止するとともに、落下するコンクリートが円周方向のPCテンドンシースに直接当たらないよう配慮した。

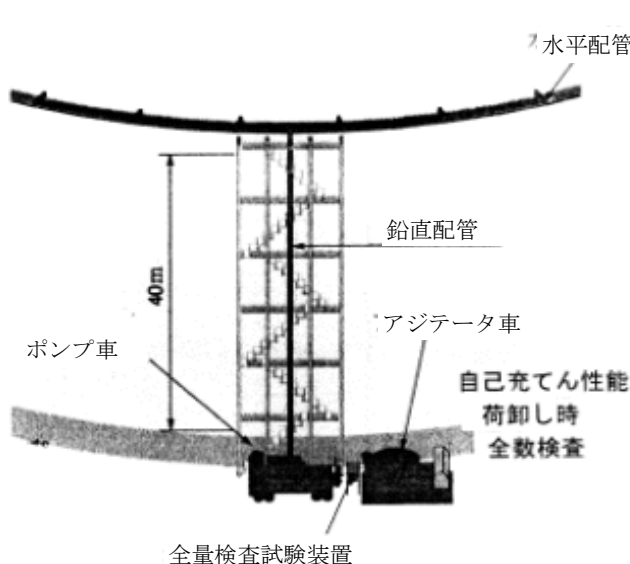


図-5.43 コンクリート打設システム概要^{14), 15)}

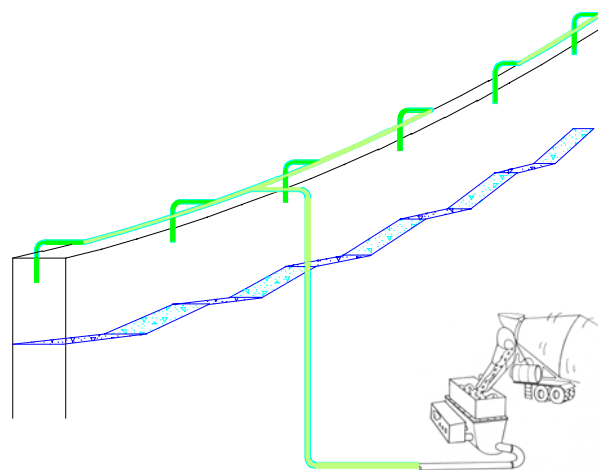


図-5.44 コンクリート打設システム概要¹⁴⁾

防液堤全周(約270m)に均等に配置した24箇所の吐出口から投入することにより、水平方向の流動距離は概ね6mで、その流動勾配は打設速度が吐出口1箇所あたり $10\text{m}^3/\text{hr}$ と比較的遅いことなどから1/10以下(平均1/30程度)とかなり緩やかな勾配であった。

打設中は打設管理本部にて、自己充填性の全量検査試験装置における通過状況と6台全てのポンプ車の圧送状況をモニタ画面で常時監視し、品質と打設速度を集中管理した。全体としてほぼ目標通りの速度で施工することができ、約 $1,000\text{m}^3$ /ロットを5時間で打設完了した。

コンクリートの打込み完了後は、天端露出面のプラスチックひび割れを防ぐために、養生剤を噴霧して十分にこて押えを行った。その後は、水和反応がゆっくりと進む低発熱ポルトランドセメントの特性を考慮して、コンクリート打設後の10日間は露出面に湛水を施した。

型枠は打設後10日間存置し、脱枠後のコンクリート面には約1ヶ月の間ポリエチレンフィルムでラッピングを行なって急激な乾燥を防止した¹⁴⁾。

5.4 自昇式足場工法による施工

5.3 で述べたように、高強度・高流動コンクリートの実用化により、ジャンプフォーム工法による PCLNG 貯槽建設工事の合理化施工を実施した。成果を得た。合理化の成果は、高強度コンクリートによる重量の低減と高流動コンクリートによる省力化と工期短縮に拠るところであるが、本節では、高強度・高流動コンクリート自体の特性をさらに活かすことにより、合理化する方法について検討した。

5.4.1 更なる合理化の方策

(1) 合理化の検討

表-2.2 で示したように、躯体構築工事で最も構成比が高いのは、足場関係の 6%（土木建設工事全体に占める割合）である。また、この足場の上方へのスライド（移動）には、150t の大型クレーンを必要とし、内外各 36 分割、合計 72 分割の大型足場を上ロットに上昇させるのに約 2 週間の工期を必要としている。その結果、1 ロット高さ約 4.5m を構築するのに、約 23 日を要しており、防液堤 10 ロットを構築する工期は 11.5 ヶ月である。この躯体構築のための重機損料と足場を合わせた構成比は 8% である。

そこで、足場関係の費用と重機損料の削減を目的として、コスト縮減工法を考察した。

1) 足場

足場関係の費用を削減するには、当然のことながら足場自体を簡易なものとする必要がある。使用した足場は、図-5.42 に示したように、高さが 12m の大型足場である。

この足場は、前々ロットへの取付き部と前ロットの養生、清掃スペースと次ロットの構築スペースから成り立っている。この足場を簡易・小型・軽量化するためには、1 ロットの高さを小さくする方法が考えられるが、これは、泉北 18 号タンクにおいて、1 ロットの高さを従来から 1.5 倍にすることによって、4 ヶ月の工期短縮を実現した方法に逆行する方法で、トータルでは工期の延長によるコストの上昇の要因となる。つまり、泉北 18 号タンクで採用したジャンプフォーム工法の延長線上で、足場を小型化することはできないため、施工方法そのものを見直して、足場費用、躯体構築費用、重機使用、工程等をトータルで検討する必要があるといえる。

2) 重機

前述したように、現在 2 週間を要している足場の上昇は、防液堤構築の工程に大きな影響を与えており、この作業をできるだけ簡易に、安全に行うことが、工期の短縮、重機使用料の削減に直結すると考えられる。そこで考えられる方法は、スリップフォーム工法で使用されているジャッキを使用した自昇式足場の採用である。この自昇式足場を採用するためには、足場の小型化が必要となり、必然的に防液堤の 1 ロットの構築高さを低くする必要がある。自昇式足場を採用して、従来 2 週間かかっていた足場上昇を数時間にすることができれば、1 ロットの高さの低減による工期延長を考慮しても、構築工期は大幅に短くできる可能性がある。

1 ロットの高さ、足場の構造、足場上昇の方法、工期短縮効果は、互いに複雑に絡んでいることから、防液堤構築に適応できる可能性がある工法を選定し、課題を抽出する。

(2) 合理化施工法の選定

1) スリップフォーム工法

① 工法の特徴

重機削減，工期短縮，コスト削減の要素を達成できる候補の案としては、スリップフォーム工法がある。この工法は、急速施工法として高層煙突、高架水槽等で施工実績が多く、最近では道路橋脚や石炭サイロなどで採用され、工期を大幅に短縮できる工法である^{31), 32)}。本工法は、数cm単位で、鉄筋等の鋼材の設置、コンクリート打設、型枠のスライドを繰り返す工法である。足場および型枠は、壁中に埋め込まれたクライミングロッドに取り付けられたジャッキにより上方へスライドする。

この工法の特徴は、足場・型枠が自昇するため足場や型枠上昇のための大型クレーンが不要であること、連続打設するため打継ぎ目処理が不要であり、24時間連続打設を行った場合は1日に数mの構築が可能なことである。ただし、打設直後に型枠が外されてスライドするため、コンクリートの表面が乱されることがや、打設された数時間後に型枠から外れて気中に曝されるため、耐久性の影響を与えることが懸念される。耐久性に関しては、型枠から外れた部分のコンクリートを養生剤を使用して左官仕上げすることが一般的に行われている。また、硬化が始まる前に脱型されるため、自立する最低限の強度が、打設後数時間で必要となる。

一方、施工面では、数cm単位で、鉄筋等の設置を行うため、パネル化などのプレキャストは一般に使用できず、手組みによる配筋が行われる。そのため、足場上で常に200人程度の作業員が作業に従事する。

② 防液堤への適用上の課題

PC防液堤は、鉄筋の他、鉛直、円周方向のPCシースや鋼材の配置の精度を高めるための補強・定規鋼材が多く配置されている。また、24時間ではなく昼間のみの作業を前提とすれば、1日の構築高さは、80cm（10cm×8回）程度が想定される。

この場合、型枠がコンクリートから外れるのは翌日となり養生期間は1日となる。また、フレッシュの状態における型枠のスライドの影響や1日養生での打継ぎ目処理無しの打ち足しの影響を確認する必要がある。

従って、上記のような施工方法の採用の可否を判断するための課題は、養生期間1日、打継ぎ無処理、スライドの影響が防液堤の要求性能である所要強度の発現、耐久性に与える影響を評価し、所要の要求性能を満足しているかを確認することである。

③ 防液堤適用の効果

②で示した課題が解決できる場合は、2.3.2で述べた合理化に加えてさらに、工期短縮で6ヵ月、貯槽の土木工事費で2.6～5.2%のコスト削減が可能になる。

2) 自昇式足場工法

① 工法の特徴

この工法は、スリップフォーム工法の課題を極力避けるために、今回新たに考案した工法で、自昇式の足場のみにスリップフォームで使用されている機構を適用し、その他は従来工法（泉北18号で採用した工法）を適用した工法である。従って大型クレーンを削除できる。

この工法では、コンクリート打設後、次ロットの鋼材組み立てを行い、打設後数日で型枠を脱

型した後、足場と型枠を上昇させ、次ロットのコンクリートを打設する。

この工法は、フレッシュの状態での型枠のスライドによる悪影響を排除するのが目的で、足場が自昇する以外は、基本的に従来工法を踏襲しているため課題はない。

② 防液堤への適用上の課題

足場を自昇するためには、足場を軽量化する必要がある、1 ロットの高さを低くする必要がある。さらに、従来工法に比べて工期を短縮し、コストを縮減するために着目したのはコンクリートの打設後の型枠存置期間である。従来工法では、型枠脱型まで最低 1 週間としていたが、現実には、足場のスライド作業等がクリティカルパスになっていたため、2 週間におよぶ養生期間を有していた。

今回の工法では、足場のスライド作業が数時間で終了するため、型枠存置期間がクリティカルパスになり、養生期間を短くすればその分全体工期が短縮される。

一般の鉄筋コンクリートの場合、湿潤養生期間は早強ポルトランドセメントを使用した場合で 3 日以上、普通ポルトランドセメントを使用した場合で 5 日以上、高炉セメントB種を使用した場合で 7 日以上とすることが推奨されている³³⁾。使用するコンクリートは高強度・高流動コンクリートであり、配合に含まれる粉体量が通常のコンクリートに比べて多く、同一条件下では、細孔構造が緻密で、強度発現特性、塩分等の外来因子の浸入抵抗性が高いため、養生期間を短縮しても、所要強度および耐久性の要求性能は満足できる可能性がある。

そこで、まず、養生期間の制約を除いて、最適になる施工サイクルを検討した。ロットの高さ、構築の作業量等を勘案した結果、工期を短縮して最も効果があるのは、1 ロットを従来の 1/2 の高さにし、4 日程度で構築するサイクルである。その結果、養生期間は 3 日程度に短縮される。また、高強度・高流動コンクリートの特性を勘案して、打継ぎ処理を省略して 4 日程度で打ち継げれば、工期はさらに短縮する。

養生期間は、施工サイクルの制約条件になるため、強度上、耐久性上、養生期間を長くする必要があるれば、工期短縮効果は減少する。

従って、本施工方法の採用の可否を判断するための課題は、養生期間および打継ぎ処理が、コンクリートの強度特性、耐久性に与える影響を明らかにし、防液堤の所要の要求性能を満足しているかを確認することである。

③ 防液堤適用の効果

②で示した最短の方法が可能な場合は、2.3.2 で述べた合理化に加えてさらに、工期短縮で 6 ヶ月、貯槽の土木工事費で 3.3～4.6%のコスト縮減が可能になる。

3) 従来工法（ジャンプフォーム工法）

① 工法の特徴

実績のある 1 ロットの高さ 4.37m をさらに高くすることにより、ロット数を削減して、工期短縮を図る工法

② 防液堤への適用上の課題

1 ロットの高さを 5.8m 程度に高くした場合、ロット数は 18 号に比べて 2 つ減り、工期は 2 ヶ月程度短縮できる。ただし、足場が大型化すること、コンクリート側圧が、約 1.4 倍となり、型枠・支保工が約 2 倍の風圧力に耐える構造としなければならないなどの問題があり、工程短縮を

加味しても、コンクリート工事費で7%程度のコスト増になるという試算となった。

そこで、この工法は今回の検討対象からは除くこととした。

(3) 合理化工法の評価

スリップフォーム工法、自昇式足場工法、従来工法（ジャンプフォーム工法）の特徴と課題の比較を表-5.7に示す。

1) 工期短縮

各工法が適用できた場合の想定 of 工程の比較を表-5.8に示した。各工法とも杭打ち開始から5.5ヶ月後の底版構築から防液堤工事に着手する。スリップフォーム工法と自昇式足場工法に関しては、足場上昇ジャッキやヨーク等の装置の組立に約1.5ヵ月を必要とする。その後、防液堤工事開始し、スリップフォームでは10.5ヶ月、自昇式足場工法では11ヵ月で構築を完了し、従来工法の16.5ヶ月に比べて大幅な工期短縮が可能となる。ちなみに、従来工法で1ロットの高さを1.5倍にして、5.83m/月で防液堤を構築できたとしても、工期は14.5ヶ月となり、他の工法に比べての工期短縮のメリットは出ないことがわかる。

表-5.8 各工法の工程比較

工法	月数	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18
		杭～底版					装置組立				躯体構築								
スリップフォーム工法 (0.8m/日)																			
自昇式足場工法 (2.16m/4日)																			
従来(ジャンプフォーム工法) (4.37m/月)																			
従来(ジャンプフォーム工法) (5.83m/月)																			

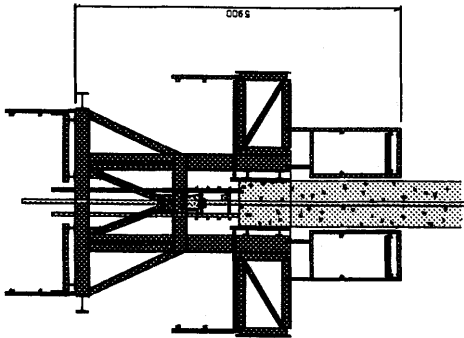
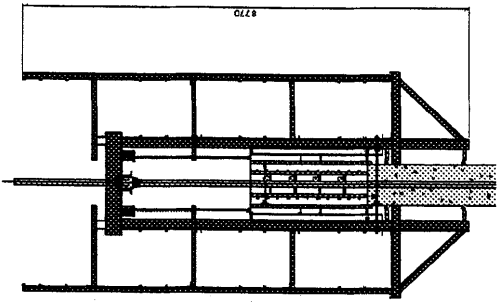
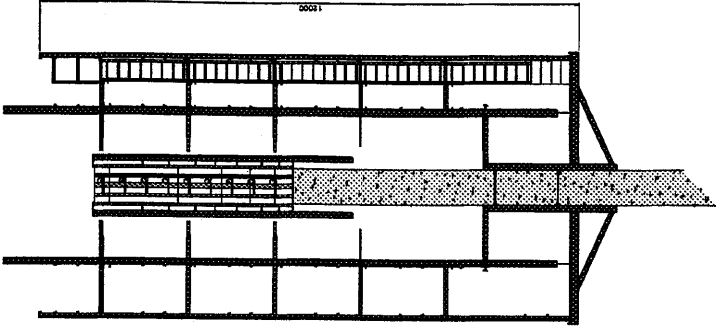
2) 建設工事費の縮減

次に、各工法が適用できた場合に想定される建設工事費の縮減についての比較を図-5.45に示した。同図では、工期短縮の効果を明確にするため、足場製作費用、工事費用のほか、現場経費と動力設備、機械器具費を示した。スリップフォーム工法のコンクリート打設費を除いて、従来工法に比べて、スリップフォーム工法、自昇式足場工法ともに、全工種にわたって指数が下がっており、足場の小型化、スライド費用、型枠組立費、現場経費等に効果があることを示している。全体としては両工法とも従来工法に比べて、比較した範囲では30%程度の縮減効果が確認できた。

3) 各工法の適用可能性

スリップフォーム工法、自昇式足場工法は、実現できれば工期短縮、建設費の縮減等の合理化効果が非常に高いことがわかった。この高強度・高流動コンクリートの特性を活かした工期短縮、コスト縮減工法を実現するためには、①養生期間が強度、耐久性に与える影響、②打継ぎ処理方法が強度、耐久性に与える影響の2つの課題を検討する必要がある。

表-5.7 各工法の特徴と課題の比較

	スリップフォーム工法	自昇式足場工法	ジャンプフォーム工法 (従来工法)
足場構造図			
工法の特徴	<ul style="list-style-type: none"> 高さ 80cm/日 (10cm×8回) で構築 防液堤に埋め込まれたロッドを使用して、ジャッキで足場、型枠が自昇→クレーンが不要 鉄筋、PC シース管等手組み→足場上に 200 人程度 フレキシブルの状態、型枠がスライド 打設翌日に脱型 	<ul style="list-style-type: none"> 高さ 2.16m/4 日で構築 従来工法の足場を小型、軽量化し、防液堤に埋め込まれたロッドを使用して、ジャッキで足場、型枠が自昇→クレーンが不要 	<ul style="list-style-type: none"> 高さ 4.37m/23 日で構築 足場、型枠の昇に大型クレーンが必要 18 号タンクで採用
技術的課題	<ul style="list-style-type: none"> 養生 1 日での、強度発現特性、耐久性 型枠スライドの影響 	<ul style="list-style-type: none"> 養生 3 日での、強度発現特性、耐久性 	なし
コスト削減 工期短縮	<ul style="list-style-type: none"> 2.6～5.2%減 (土木工事費、従来工法比) 6 ヶ月減 (従来工法比) 	<ul style="list-style-type: none"> 3.3～4.6%減 (土木工事費、従来工法比) 5.5 ヶ月減 (従来工法比) 	

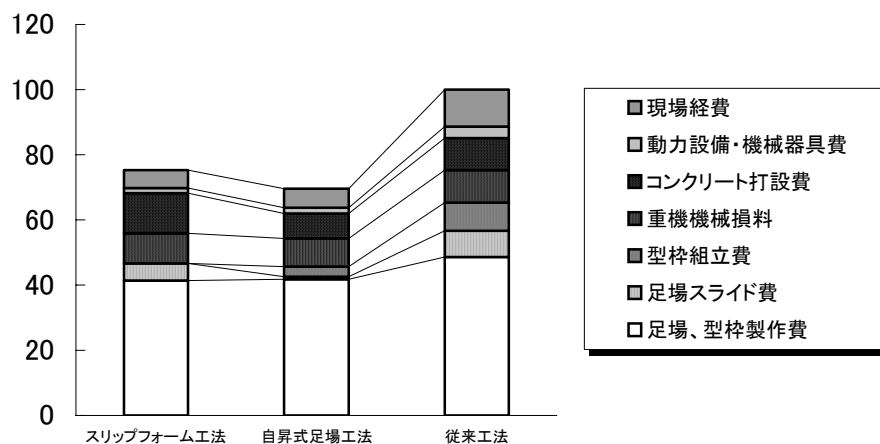


図-5.45 各工法の建設費の比較（想定）

4.4.3 における検討結果から、

① 養生期間が強度、耐久性に与える影響については、高強度・高流動コンクリートを使用した場合、中性化深さは、50年の供用期間中に20mm程度であるため、1日以上養生期間で十分である。塩分浸透に関しては、表面から8cmの位置では、養生1日でも限界塩化物量に対して、十分な安全を確保できるが、鉄筋配置の施工誤差等を考慮して、3日以上養生することが適切である。強度発現に関しては、3日養生では若干強度発現が緩慢であるが、配合による配慮と脱型枠後の養生シートによる表面からの水分の逸散の抑止によって、十分対処しうる。

② 打継ぎ処理方法に関しては、曲げ強度、透水係数および塩分浸透を考慮すれば、打継ぎ処理を実施すべきであると考えられる。打継ぎ部に関しては、打継ぎ材齢は、短いほど上記の性能は向上するため、養生期間(3日)、打継ぎ材齢(7日程度)で問題はない。

従って、養生期間は3日以上で打継ぎ処理を実施する必要があるため、スリップフォーム工法は防液堤工事には適用できないが、自昇式足場工法は適用可能である。

この結果に基づいて、2000年3月に着工した姫路2-4号タンク（18万m³のPCLNG貯槽）のPC防液堤に自昇式足場・型枠工法を採用した。

5.4.2 施工概要

(1) コンクリートの材料・配合

当該地域のレディーミクストコンクリート工場では、高強度・高流動コンクリートの実績がないことから所定の品質を有するコンクリートの製造管理や品質管理に懸念があったため、配合面において、泉北18号タンクで使用したコンクリートに比べて、材料分離抵抗性を向上させ、材料の品質や骨材の表面水率の変動に起因したフレッシュコンクリートの品質のばらつきを抑制することとし、そのために増粘剤を併用する配合とした。

配合条件を表-5.9に、示方配合を表-5.10に示す。自己充填性の評価は、U型充填試験における充填高さを指標とし、その設定値を300mm以上とした。フレッシュコンクリートの流動性管理は、スランプフロー、Oロート流下時間を指標とし、所要の自己充填性が確保される範囲内で各々の目標値を設定した^{27), 28)}。

表-5.9 配合条件^{27), 28)}

粗骨材の 最大寸法 (mm)	設計基 準強度 (N/mm ²)	U型充填 高さ* (mm)	スランプ フロー (mm)	Oロート 流下時間 (sec)	空気量 (%)	塩化物 イオン量 (kg/m ³)
20	60	≥300	600~700	10~15	4.5	≤0.25

表-5.10 示方配合^{27), 28), 29)}

粗骨材の 最大寸法 (mm)	自己 充填性 ランク	水結合 材比 (%)	水粉体 容積比 (%)	空気量 (%)	単位粗骨材 絶対容積 (m ³ /m ³)	単 位 量 (kg/m ³)							SPA (P×%)
						W	P			S	G	BP	
							C	EX	LS				
20	2*	32.1	92.9	4.5	0.300	170	515	15	50	770	786	0.5	1.2

C：低熱ポルトランドセメント，EX：膨張材（CSA系），LS：石灰石微粉末，S：海砂，G：碎石 2005
BP：増粘剤（β-グルカン系），SPA：高性能AE減水剤（ポリカルボン酸系）

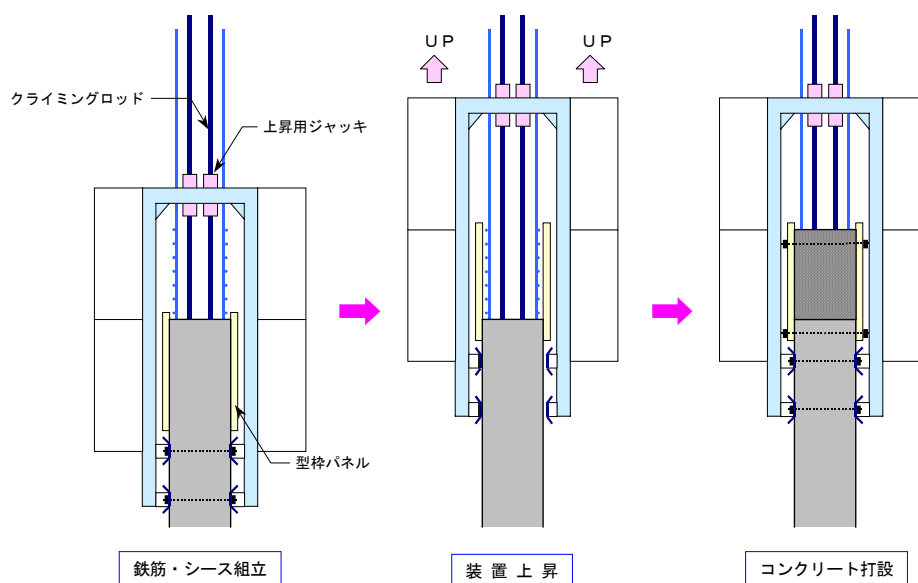
*）最小鋼材あき 60～200 mm 程度の条件で自己充填性を有する性能をランク 2 と定義（土木学会 高流動コンクリート施工指針）⁶⁾

セメントは、泉北 18 号と同じビーライト成分が 63% 程度の低熱ポルトランドセメント（密度 3.24g/cm³，ブレン値 3400 cm²/g）を採用した。また、CSA 系の膨張材（密度 2.91g/cm³，ブレン値 2600 cm²/g）を 15 kg/m³ 混和し、収縮ひび割れに対する抵抗性を高めた。混和剤はポリカルボン酸系の高性能 AE 減水剤を使用した。練上りから打込みまで所要の流動性が保持されるように、温度条件に応じて高性能 AE 減水剤を 2 タイプ（低温・常温用，高温用）選定し、使用量を調整した^{27), 28)}。

(2) 施工および品質管理

1) 自昇式足場・型枠工法による防液堤の施工概要

この工法は、18 号まで使用してきたジャンプフォーム工法に、足場・型枠の支持方法・上昇機構にスリップフォーム工法の機構を応用したものである。この工法の概念図を図-5.46 に示す。

図-5.46 工法の概念図^{23), 24)}

① スリップジャンプ装置の概要

スリップジャンプ装置は、防液堤全周 36 箇所にヨーク（型枠と作業床の一部を保持する門型フレーム架台）を均等（10° ピッチ）に設置し、これに防液堤構築に必要な足場・型枠を設置した。装置の断面図を図-5.47 に示す。この装置は、ヨークに設置された埋設ロッド（クライミングロッド）で反力を負担し、油圧ジャッキにより防液堤全周で一斉に上昇する。その際、防液堤全周で平面を保持しながら全てのヨークを上昇させる必要があるため、コンピュータと各種センサを用いて自動化した精度管理システムを用いて、ヨークの垂直精度・高さ・ねじれを常時計測し、計測結果をもとに必要に応じて調整を行い、精度管理を行った^{27), 28)}。

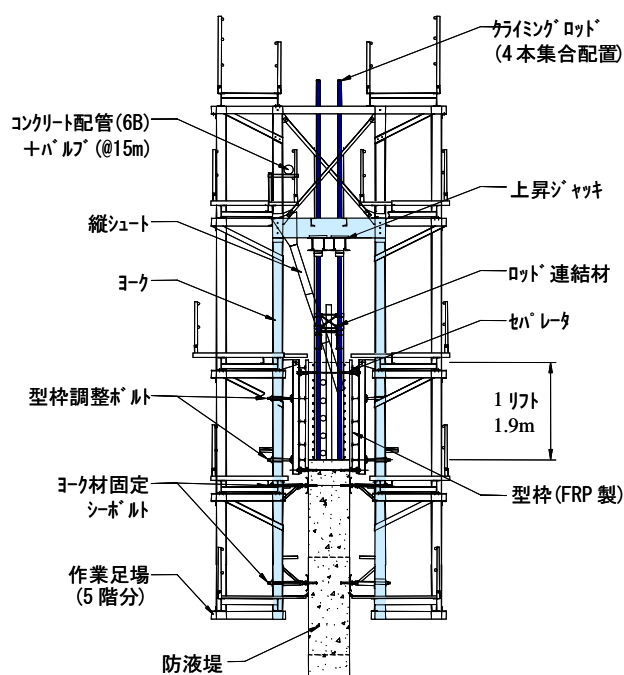










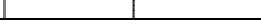
図-5.47 足場図^{23), 24)}

② 防液堤構築の施工サイクル

工事用開口部を除く防液堤一般部では、1リフトあたり1.9mの高さで1ロット約450m³のコンクリートを週1回の頻度で打設する。防液堤の標準施工サイクルを表-5.11 に示す。5.4.1 で述べた概略検討時点では2.16m/4日、型枠存置期間3日で考えていたが、各工種における作業量-作業時間を検討した結果、施工サイクルは1.9m/6日とした。ただし、日曜日を挟むことから実際は1.9m/7日とした。それに伴い型枠存置期間は4日となった。コンクリート打設後、仮固定していた円周・鉛直シースを接続する。この円周・鉛直シースは、現場内加工ヤードで定規鋼材（表-5.11 ではフレーム枠と略記）の中に組み込んで、装置上昇後にすでに建て込みを完了しているものである。このシースの接続作業と並行して、内側鉄筋の組立を行い、シースの接続が完了し次第、外側鉄筋の組立を行う。装置上昇に伴う準備作業としては、前ロットの装置上昇後、直ちにクライミングロッド補強材を取り付け、コンクリート打設翌日からクライミングロッドの継足しを行う。次にヨーク材固定ボルトを外し、型枠調整ボルトを用いて型枠と躯体を剥離し、装置全体がクライミングロッ

ドのみで支持された状態にする。装置上昇後、型枠の鉛直度等を微調整し、コンクリート配管の接続等の打設準備作業をすべて終了した後、コンクリートを打設する^{27), 28)}。

表-5.11 施工サイクル^{23), 24)}

工 種 \ 日 数	1日	2日	3日	4日	5日	6日
コンクリート打設 (H=1.9m, Vol=450m ³)						
次ロットフレーム枠建込み (鉛直・円周シース組込み)						
鉛直・円周シースの接続						
内側鉄筋組立						
外側鉄筋組立						
クライミングロッド補強材取付						
クライミングロッド継ぎし						
装置上昇						
型枠固定／鉛直度・内径調整 コンクリート打設準備						

(2) 打設方法・管理

コンクリートの打設はすべてポンプ車を用い、第4ロット以降は配管により打設した。ポンプ車は各定着柱に1台ずつ計6台配置し、打設天端上位の足場上に配置した水平配管（6B管、長さ約40m）にバルブ（吐出口）を設け、そこからコンクリートを縦シュートにより打込み面近くまで導いて打設する方法を採用した。打設速度は、ポンプ車1台につき時間あたり25m³とした。

コンクリートは、15m 間隔に設けたシャッターバルブを生コン車1台ごとに切り替えて打設天端付近まで打ち上げ、その後はシャッターバルブ間に3.75m 間隔に設けたロータリーゲートバルブも用いて、打込み面の天端高さを調整しながら所定の高さまで打設した。この方法による水平方向の流動距離は最大15m 程度で、その流動勾配は1/10 程度以下であった。

打設中は、自己充填性の検査装置の状況とポンプ車の圧送状況をモニタ画面で常時監視し、品質と打設速度を集中管理した。この管理方法の採用により、所要の品質のコンクリートをほぼ目標通りの速度で打設でき、約450m³/ロットを4時間で打設完了した。

コンクリート打設完了後は、天端露出面のプラスチック収縮ひび割れを防ぐため、養生剤を噴霧してこて押えを行った。さらにコンクリートが凝結した後、ワイヤブラシで打継ぎ処理をしたのち湛水養生を施した。型枠存置は打設後4日間とした。脱枠後のコンクリート面は、糊残りのしない特殊な粘着フィルムを1週間以上貼り、コンクリート表面からの水分の逸散を防止した^{27), 28)}。

5. 5 施工結果

5.5.1 製造管理

水量の変動に伴うフレッシュ性状の変化を図-5.48に示す。

図-5.36に示した関係図をもとに水量を補正操作した結果、骨材の貯蔵が野積みで、骨材の表面水率が手動測定 of レディーミクストコンクリート工場においても、安定した品質の高流動コンクリートを製造することができた。泉北 18 号の建設における練混ぜ終了時のミキサ負荷値と細骨材表面水率の測定値と設定値の一例を図-5.49に示す。また、このミキサ負荷値を各バッチ連続して監視し、製造の安定性や材料の品質変動の傾向の把握・確認に利用した。

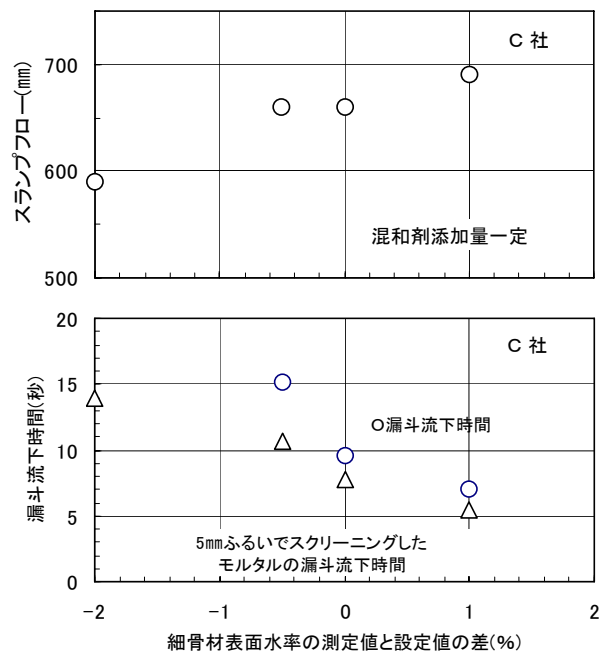


図-5.48 水量の変動に伴うフレッシュ性状の変化¹⁵⁾

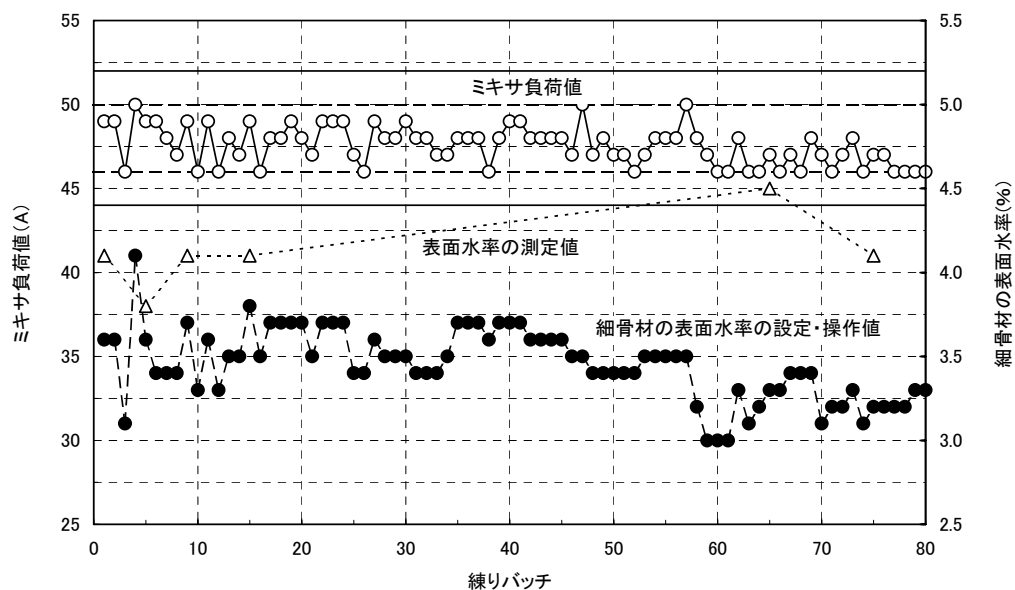


図-5.49 練混ぜ終了時のミキサ負荷値と細骨材表面水率の測定値と設定値の一例^{14), 15), 25), 26)}

5.5.2 現場受入れ時の品質管理と検査

(1) 品質試験結果

1) フレッシュコンクリート

フレッシュコンクリートの品質確認試験は、出荷時、荷卸し時ともに原則として約 50m³（アジテータ車 10 台毎）毎に実施した。姫路 2-4 号と泉北 18 号の建設における全ての打設ロットの品質管理結果を表-5.12 に示す。また、姫路 2-4 号における O ロート流下時間とスランプフローの結果を図-5.50～図-5.52 に示す。

スランプフローと O ロート流下時間は、ともにほぼ許容範囲内に分布し、各ロットの平均値は、管理目標範囲内に入った。しかし、許容範囲内の中では O ロート流下時間は短めで、スランプフローは大きめの傾向、すなわち粘性が小さい傾向となった。

表-5.12 フレッシュコンクリートの品質試験結果²⁸⁾

区分	項 目	許容範囲	度数	平均値	最大値	最小値	標準偏差	変動係数
姫 路 2-4 号	スランプフロー (mm)	550～700 (600～650)	385	649	710	525	22	3.4%
	O ロート流下時間 (秒)	7～18 (10～15)	381	11.0	17.8	7.6	1.4	13.1%
	空気量(%)	4.5±1.5	346	4.1	5.9	1.9	0.6	14.8%
泉 北 18 号	スランプフロー (mm)	650*	237	660	725	580	27	4.1%
	O ロート流下時間 (秒)	10*		9.5	14.5	5.1	1.4	14.7%
	空気量(%)	4.5±1.5		4.0	5.9	3.0	0.6	15.0%

注) ()内は管理目標範囲，*は管理目標中心値を示す。

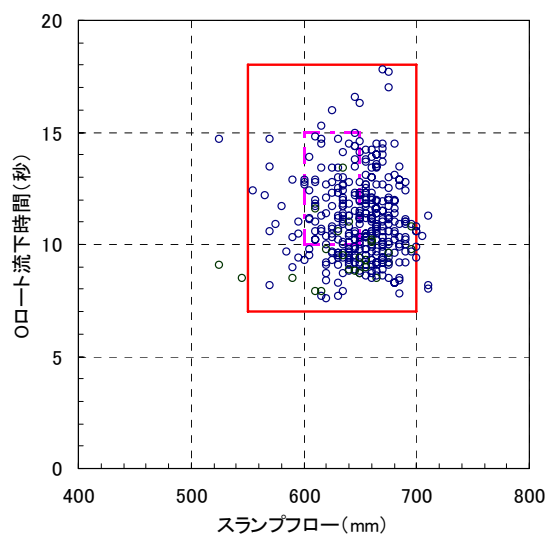


図-5.50 O ロート流下時間とスランプフロー（姫路 2-4 号）²⁸⁾

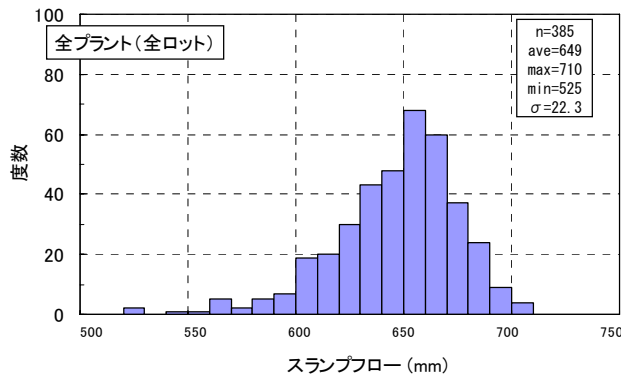


図-5.51 スランプフロー（姫路 2-4 号）²⁸⁾

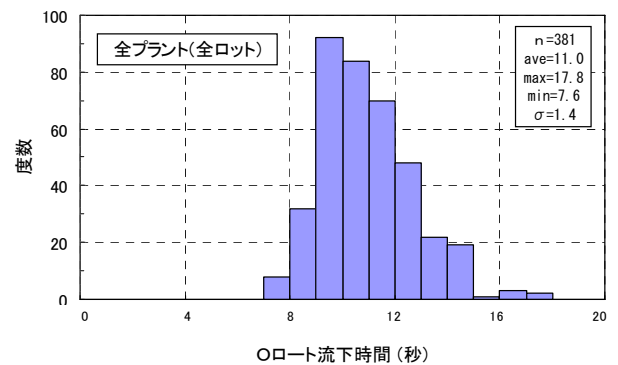


図-5.52 オロート流下時間（姫路 2-4 号）²⁸⁾

2) 圧縮強度

圧縮強度試験用供試体は、現場荷卸し時にプラント毎に 1 台目の生コン車から採取した。姫路 2-4 号と泉北 18 号の建設における全ての打設ロットの圧縮強度試験結果を表-5.13 に示す。また、姫路 2-4 号における材齢と圧縮強度の関係を図-5.53、図-5.54 に示す。

圧縮強度は、材齢 7 日で約 24N/mm²、材齢 28 日で約 56N/mm²、材齢 91 日で約 82N/mm² となり、管理材齢の 91 日では、設計基準強度（60N/mm²）を十分上回った。姫路 2-4 号と泉北 18 号の 91 日材齢での変動係数は同等であった²⁸⁾。

表-5.13 防液堤コンクリートの圧縮強度試験結果（全ロット）²⁸⁾

区分	材齢	許容範囲	度数	平均値	最大値	最小値	標準偏差	変動係数
姫路 2-4 号	7 日	—	111	24.2	31.3	19.4	1.7	7.1%
	28 日	—	109	55.8	66.8	47.7	3.2	5.8%
	91 日	≥60	111	81.6	93.3	69.8	4.2	5.2%
泉北 18 号	7 日	—	114	31.5	45.5	23.4	3.2	10.2%
	28 日	—		64.4	80.6	45.6	4.2	6.6%
	91 日	≥60		89.0	101.1	66.7	4.5	5.1%

単位：N/mm²

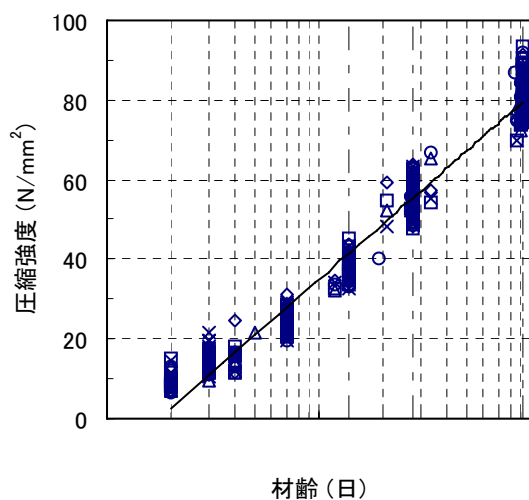


図-5.53 材齢と圧縮強度の関係（姫路 2-4 号）²⁸⁾

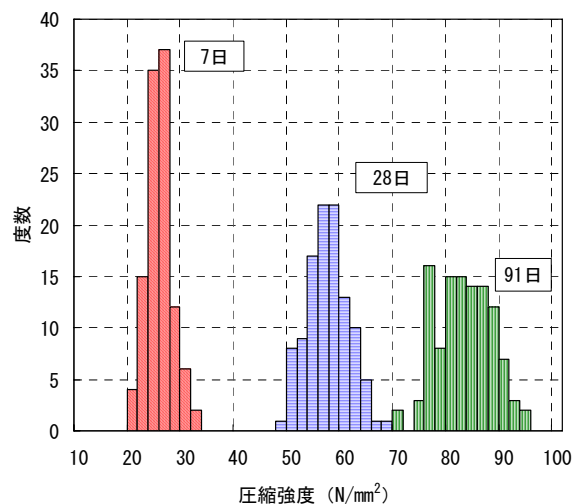


図-5.54 圧縮強度試験結果（姫路 2-4 号）²⁸⁾

(2) 全量試験装置通過速度

全量試験の際、間隙通過の状況を観察する一方、アジテータ車 1 台毎(4.5m³)の所要通過時間と平均通過面積を測定して、間隙通過速度を求めた。泉北 18 号の建設における約 2,600m³の高流動コンクリート(約 580 台分)の間隙通過速度を計画打設速度の最小値(27m³/hr)との相対比で整理した結果を図-5.55 に示した。また、図-5.56 に O ロート流下試験と間隙通過性試験結果を速度比で整理して示した。スランプフローが 67±5cm、O ロート流下時間が約 6~16 秒の範囲にある高流動コンクリートは、全量試験装置を所要の計画速度以上で通過し、十分な自己充填性を有することが脱枠後の出来形調査からも検証できた。なお、相対間隙通過速度比に関しては、今回はデータのバラツキが大きく相対 O ロート流下速度比との相関がやや小さい結果となったが、測定精度を高めることで間隙通過性の管理指標として活用できると考えられる²⁴⁾。

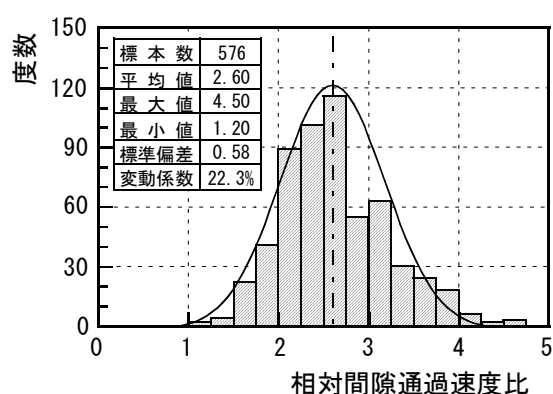


図-5.55 全量試験装置の相対間隙通過速度比²⁴⁾

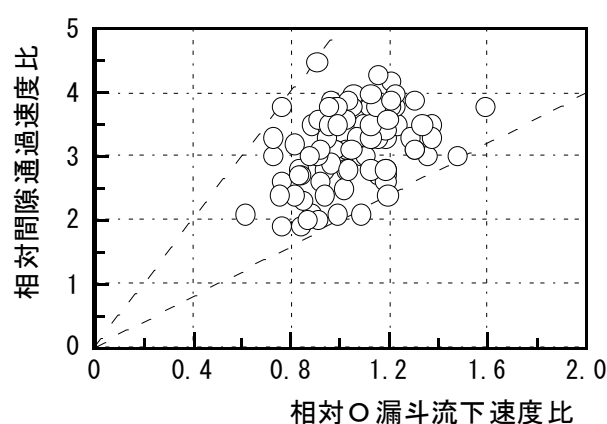


図-5.56 相対 O ロート流下速度比と相対間隙通過速度比²⁴⁾

5.5.3 打上がり高さ管理

一般的に用いられている締固めを必要とするコンクリートの施工では、打込み管理方法として、単位時間当りのフレッシュコンクリートの打込み量の推移から、良好な打込みが行われていることを判断したり、充填管理方法として、計画打込み量に対する実測の打込み量から、その充填度を判断する方法が用いられている。さらに、締固めを担当している技術者が、目視によって局所的な打込み状況を観察し、その充填度を確認していた。

しかし、これらの方法は、一回に多量のコンクリートを打ち込むような場合、技術者の目が隅々まで行き届かないことも多く、また、第三者が客観的に判断できないため、打込み完了後の施工状態の品質保証となっていなかった。一方、高流動コンクリートは、その性能から充填が困難な箇所への適用が増加している。そこで、高流動コンクリートを使用する場合は、構造物に対する充填度を計測、検査して、施工品質を保証する必要性が増している³⁴⁾。

(1) システムの概要

泉北 18 号の施工では試みとして、新たに開発した汎用のデータロガーを用いて多点計測ができる特徴を持つ、図-5.57 に示した電圧印加方式のコンクリート用レベルセンサを使用して、品質保証を目的とした打込み・充填管理システム(図-5.58)の検討を行った。

計測を行ったのは全周の 1/6、周長約 45m で、図-5.59 に示す位置にコンクリート用レベルセンサを 7m 程度の間隔で 9 本設置した。

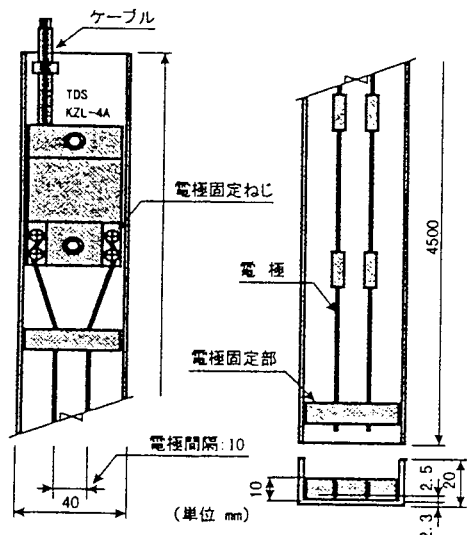


図-5.57 コンクリート用レベルセンサ外観³⁴⁾

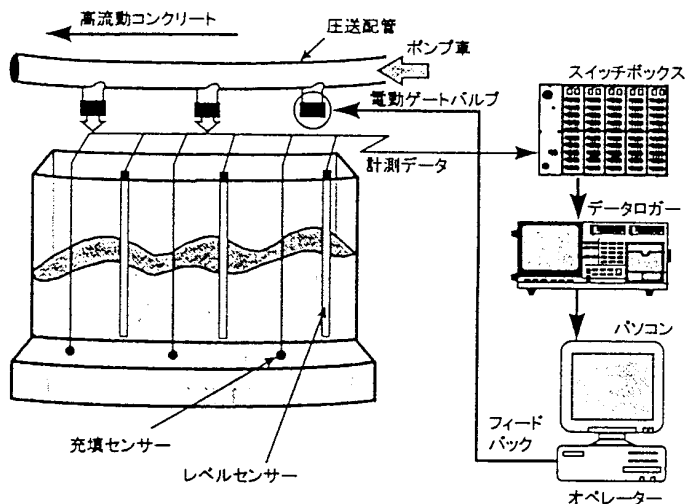


図-5.58 打込み・充填管理システム³⁴⁾

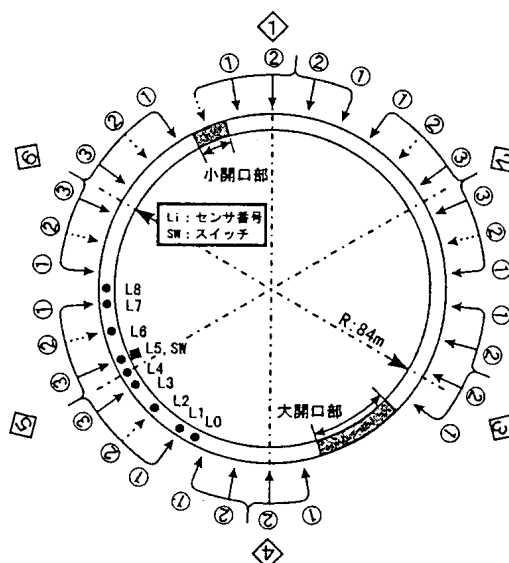


図-5.59 レベルセンサの設置位置(第4ロット)³⁴⁾

(2) 結果

コンクリートの打込み・充填管理システムによるモニタリング例を図-5.60 に示す。この図は、施工状態のモニタ画面の一例として、第4ロットの施工における午前9時半時点のコンクリートの打込み状態(上図)と、2時間後の11時半時点のコンクリートの打込み状態(下図)の変化を示している。このモニタリングを行っている範囲には、図中に示すように5箇所のコンクリート投入口がある。このようなモニタリングを行うことにより、下記に示すようなコンクリートの施工管理を行うことができると考えられる。

- 1) モニタ画像により、構造物への全般的なコンクリートの打込み状況を把握できる。さらに図-5.61

に示すように、型枠内のコンクリートの平均打上り速度をリアルタイムに確認する事ができ、安定したコンクリートの打込みが出来たことを客観的に評価できる。

2) ある打込み箇所が著しく早く打ち上がったたり、あるいは遅く打ち上がったたりした場合に生ずる型枠の変形や偏荷重を回避するために、コンクリートの投入口に対して、開閉の指令を出すことができる。

3) コンクリートの品質面では、図-5.60 に示すように例えばある箇所の30分当たりの変化量を計測することにより、打上りが停止している箇所を発見できるため、コールドジョイントの発生の有無は直接確認できないものの、投入口の管理によりその発生を回避することが可能となる。

4) それぞれの区間の流動勾配の変化を、図-5.62 に示すように計測できるため、簡易的に打込み中の高流動コンクリートのスランプフローの程度を判断することが可能となる。また、高流動コンクリートは、流動距離が長くなると材料分離が生じ易いため、投入口の管理により、水平にコンクリートを打ち上げるように操作することができる。

コンクリートの打込み、充填管理システムは、その客観的なデータにより、高流動コンクリートの打込み、充填状態の品質保証が可能であるとともに、コンクリートの施工管理方法としても有効である³⁴⁾。

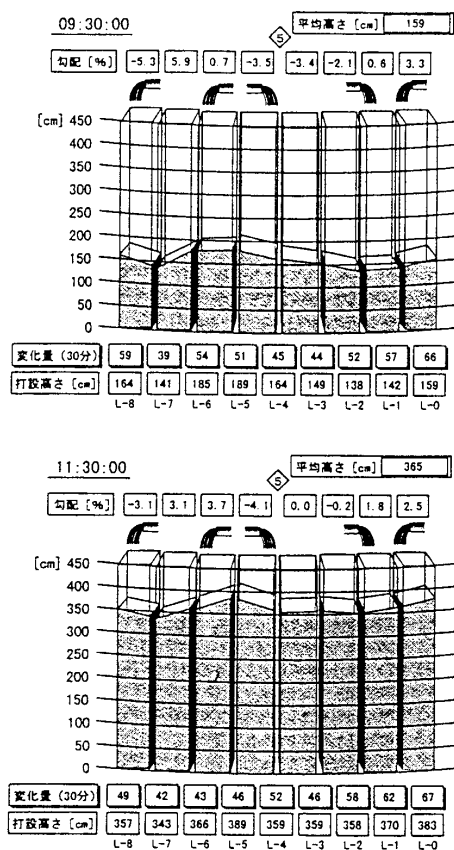


図-5.60 打上がり高さのモニタリング例³⁴⁾

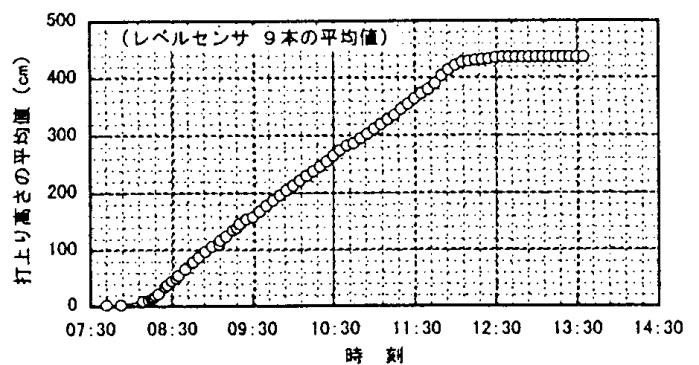


図-5.61 コンクリート打上がり高さの経時変化³⁴⁾

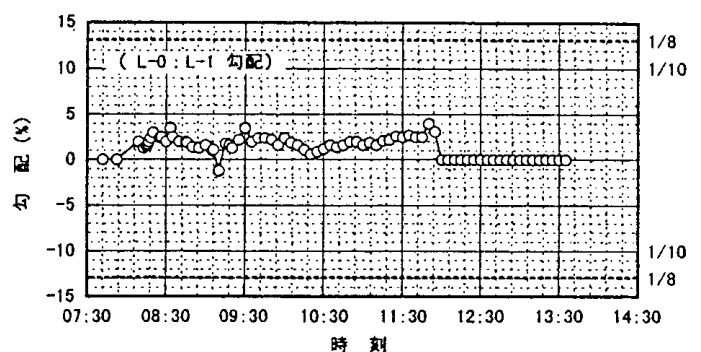


図-5.62 レベルセンサ間の勾配の表示例³⁴⁾

5.5.4 型枠に作用する側圧

将来のより一層の合理的施工の可能性を追求すること、および施工の信頼性を確認する目的で、泉北18号の施工において型枠内面に作用する圧力およびセパレータの軸ひずみを測定した。1時間ごとの測定結果を重ねてプロットしたものを図-5.63に示す。

側圧はコンクリート温度が低いほど大きくなる傾向を示す。また、型枠内にコンクリートが落下するときの動的な影響を受ける位置で、側圧の増加がある程度認められた（図-5.63(c)）。しかし、冬期のコンクリート温度が9℃と低い条件下のものも含めて、いずれも液圧よりも小さな側圧分布となっている。これは、打上がり速度が1時間あたり1.0～1.2m程度と比較的遅いこと、上述のように型枠が足場と分離した構造で打設に伴う振動や衝撃を殆ど受けず、また作用させない施工法を採用していることによるものと考えられる。

同様の条件であれば、型枠に作用する側圧を液圧以下の分布として設計し、打設高さを高くしても型枠・支保工の製作コストへの影響を抑制することが可能になると考えられる。ただし型枠・支保工は高次の不静定構造であるためセパレータの締付け方が不均等であると、側圧の負担が不均等になる。

セパレータの軸ひずみの測定例を図-5.64に示す。ネジ部の変形／滑り等の原因で鉛直断面の全てのセパレータの測定値に急変が生じ、側圧の負担の再配分が起きている。規模は小さいが同様の挙動は、同図の中に幾つか認められる。打設時の安全性を確保するためには、設計上セパレータには余裕を持たせること、材質面でも過度に高強度の材料を用いないこと、また、施工面では締付け力が均等になるようトルクの管理等が必要である¹⁴⁾。

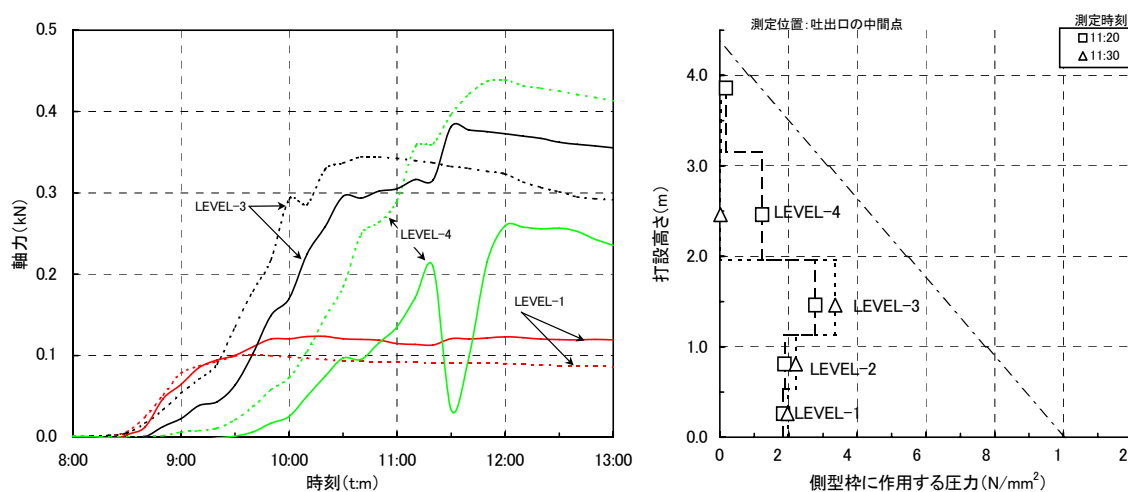
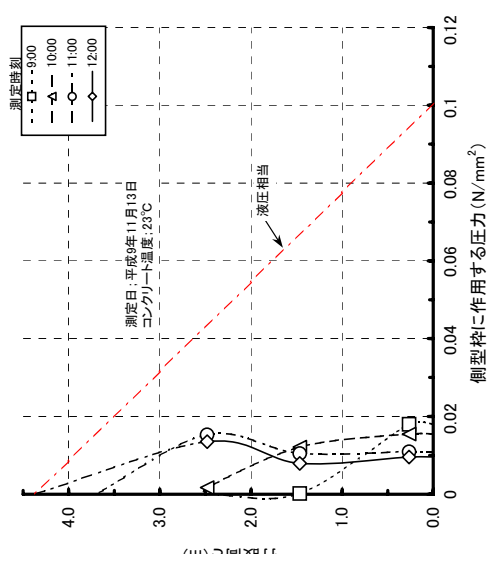
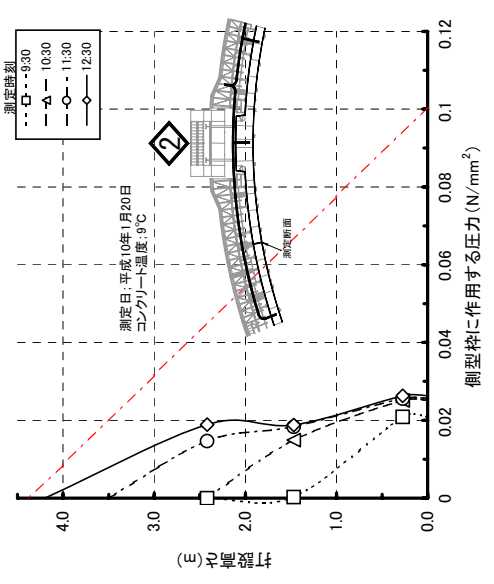


図-5.64 セパレータの軸ひずみの計時変化¹⁾

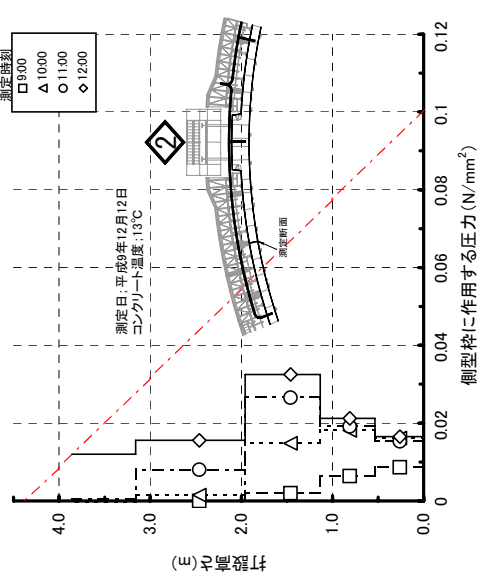
土圧計による測定結果



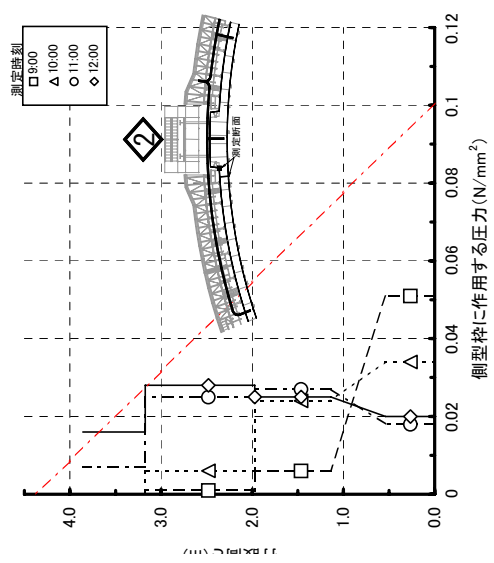
1) 土圧計による測定結果



1) 締付けボルトの軸ひずみから換算した側圧: 吐出口の中間点

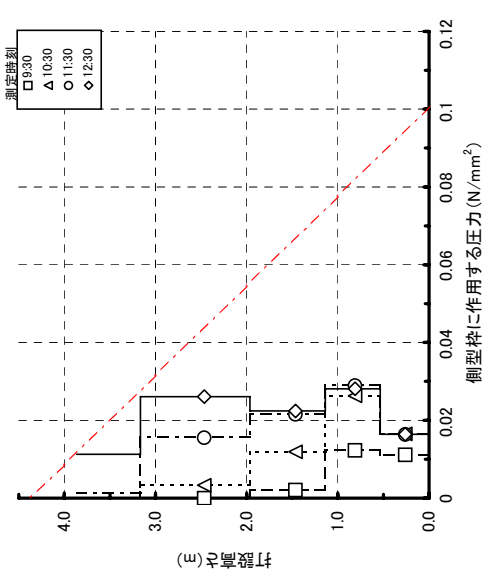


締付けボルトの軸ひずみから換算した側圧



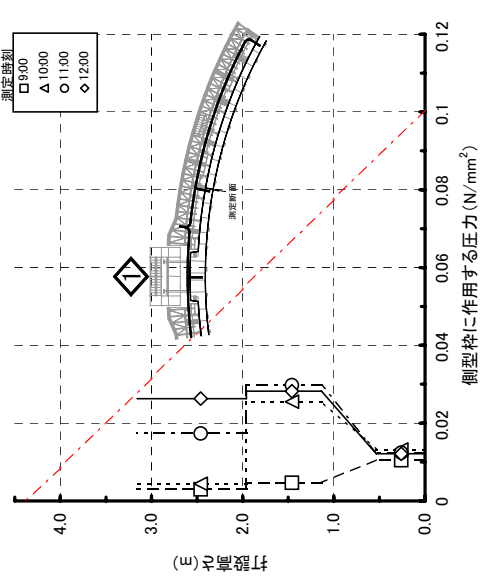
(a) コンクリート温度 23℃の条件

2) 締付けボルトの軸ひずみから換算した側圧



(b) 型枠に作用するコンクリート側圧

2) 締付けボルトの軸ひずみから換算した側圧: 吐出口近傍

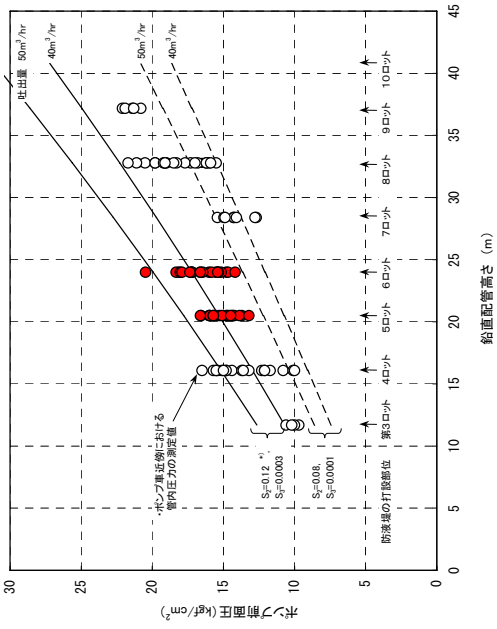


(c) 吐出口と中間点とポンプ車近傍での側圧

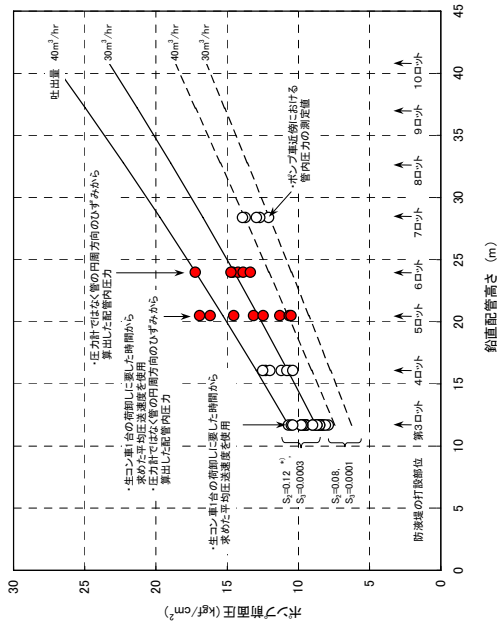
図-5.63 型枠に作用するコンクリート側圧¹⁴⁾

打設日:平成10年2月19日
打設箇所:防液壁第8ロット
コンクリート温度:20.3~22.5℃

(1)吐量 40~50m³/hrのポンプ圧送量



(2)吐量 30~40m³/hrのポンプ圧送量



※平成8年、熊本での自然落下式配管流の計測および観測結果の概要に基づいてバレーターの設置
実験に用いたコンクリートの品質:スランプフロー 51~60cm
O流下時間 13~17秒

図-5.66 各打設ロットにおける圧送速度とポンプ圧送圧力⁽⁴⁾

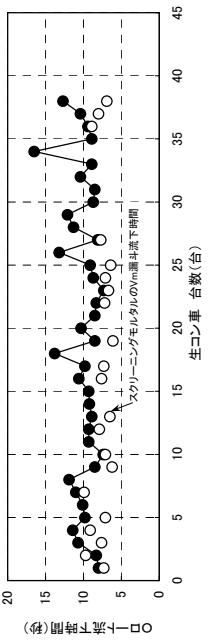
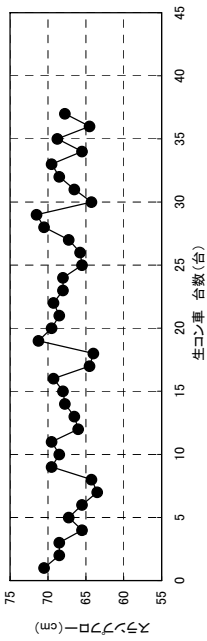
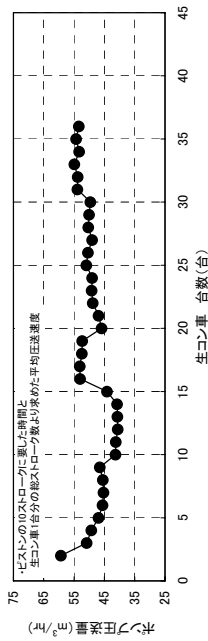
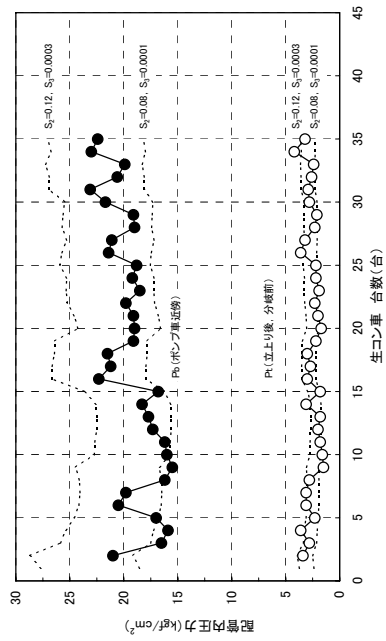


図-5.65 ポンプ圧送性とコンクリートの品質性状⁽⁴⁾

5.5.5 ポンプ圧送性

コンクリート打設の際に、鉛直圧送高さが次第に高くなり、最終的に 40m になっても安定した圧送が行えることの確認、および開発した数値シミュレーション技術³⁵⁾の検証やコンクリートの品質性状が圧送抵抗に及ぼす影響を調べることを目的に、泉北 18 号の施工において配管圧力の計測を実施した。

アジテータ車 1 台ごとの配管内圧力、ポンプ圧送量、スランプフロー、O ロート流下時間の関係を図-5.65 に示す。ポンプ車近傍の配管内圧力の測定値の変動は、圧送量と概ね相似であり、圧送速度によって大きく影響されることがわかる。また、配管内圧力はコンクリートの品質性状によっても変動し、コンクリートの変形性が大きくなる（粘性が低くなる）と配管内圧力が低下することが認められる。図-5.65 の配管内圧力には圧送量から計算したポンプ近傍の計測点での配管内圧力をあわせて示した。

圧送量から計算したポンプ近傍の計測点での配管内圧力（図-5.65 中の $S_2=0.12$ 、 $S_3=3 \times 10^{-4}$ で示す値）は、測定値の上限を与える形となっている。これは、計算に用いたコンクリートと圧送配管のすべり抵抗パラメーターを $S_2=0.12$ 、 $S_3=3 \times 10^{-4}$ と定めた実験に用いたコンクリートが、比較的変形性が小さく粘性の高いもの（スランプフロー 51～60cm、O ロート流下時間 13～17 秒）であったためであると考えられる。

第 3 ロット以上のロットを打設した際の各ロットでのポンプ前面圧の測定値と計算値を吐出量を 40～50m³ と 30～40m³ にわけて比較したものを図-5.66 に示す。

計測結果全体（図-5.66）として見ても計算値は、測定値の上限を与える形となっている。これより、数値解析により実用上、十分な精度でポンプ圧送性を予測、評価できると考えられる¹⁴⁾。

5.5.6 収縮ひび割れ制御管理

PC 防液堤は漏液した LNG を貯液する二次容器としての機能上から、液密性、耐久性が求められる。これらの性能を確保するため、「コンクリート標準示方書施工編（平成 8 年制定）」³³⁾に基づいて温度ひび割れ指数 1.5 以上を確保して十分な制御を行うこととした。

PC 防液堤の構築ではロットごとに気象条件が異なり、構造条件も徐々に変わっていくため、ロット別に温度－応力挙動のシミュレーションを行って対策（図-5.67 参照）を実施した¹⁴⁾。打設時期、打設ロットの構造に応じて、円周方向の PC テンドンシースの中間にクーリングパイプを追加配置してパイプクーリングを実施した。

PC 防液堤躯体内にコンクリート有効応力計、ひずみ計、および温度計を打設ロットごとに設置し、温度と応力を確認しながらひび割れ制御管理を行った。一例として、第 6 ロットの結果を図-5.68 に示す。

円周方向の PC テンドンシースを利用したパイプクーリングを打設後約 3 日間実施して躯体内部から冷却した結果、クーリングしないダミー壁と比べて、ピーク温度を約 10℃ 低減し、温度上昇量を約 5℃ 程度に抑制することができた。また発生引張応力も 0.3N/mm² 程度に抑えられ、十分に収縮ひび割れの発生を抑制することができた。

なお、高流動コンクリートの品質管理のほかに、温度ひび割れ制御管理にも、施工中の LNG 貯槽に設置した計測機器から得られる各種計測データをエキストラネットによりリアルタイムに共有できるシステムを適用した³⁶⁾。（図-5.69 参照）

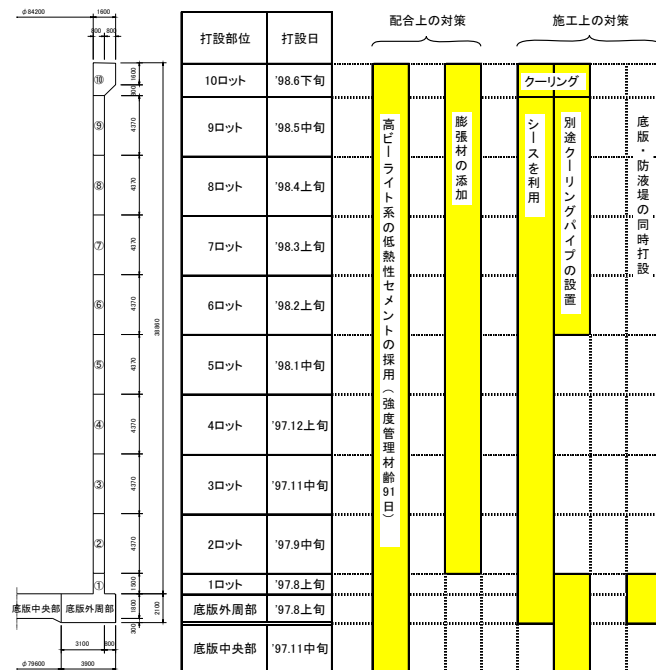


図-5.67 収縮ひび割れ制御対策の組合せ（泉北18号）¹⁴⁾

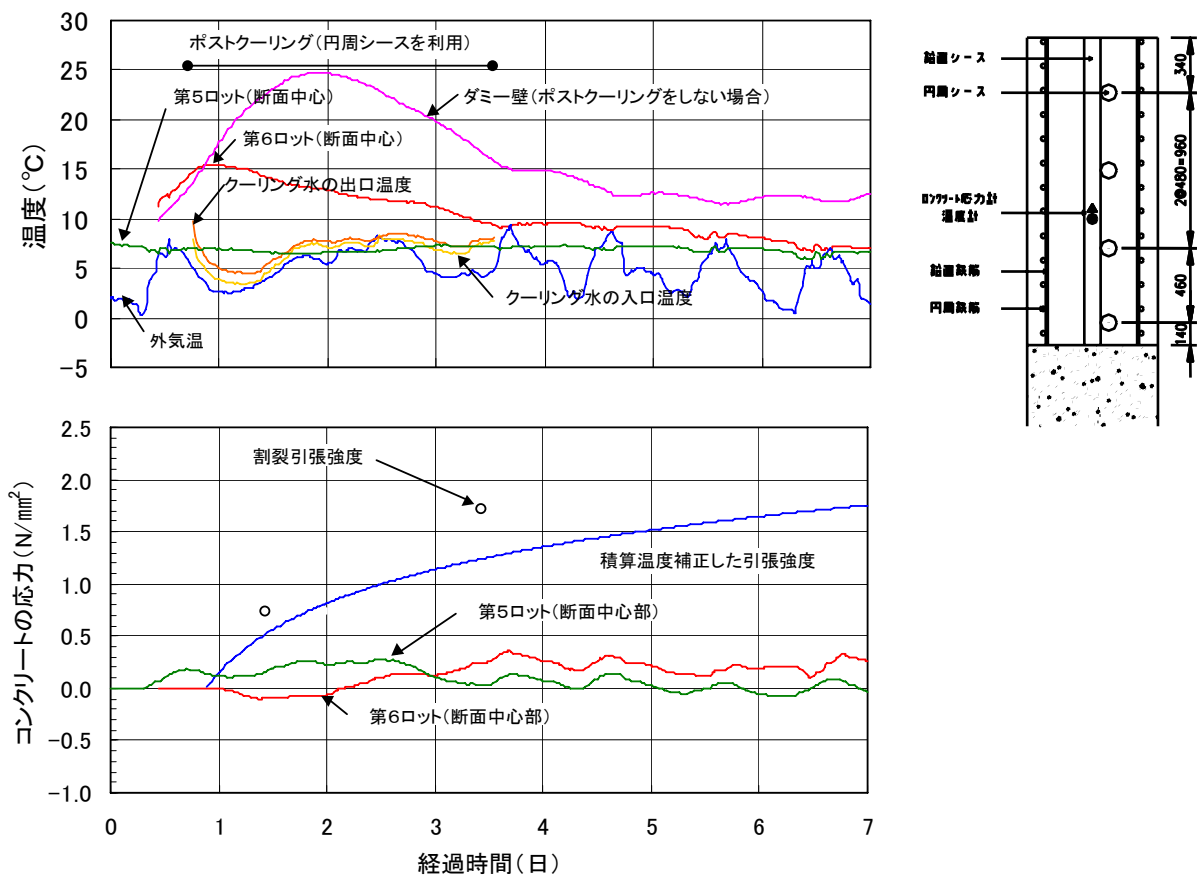


図-5.68 温度ひび割れ制御結果の一例（姫路2-4号第6ロット）^{27), 28)}

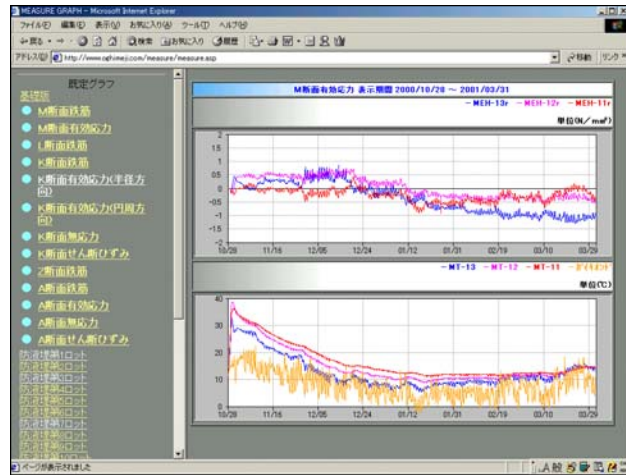


図-5.69 温度ひび割れ制御結果のシステムによる管理画面^{23), 28)}

5. 6 第5章のまとめ

(1) 施工管理

1) 配管方法

コンクリートの充填性能や分離抵抗性は打設速度により大きく変化する。コンクリートの供給量の制約が無ければ、分岐管を用いた打設方法は条件が整えば最適な打設方法となり得る。

2) 打設方法

① 打設速度

均等打設の場合は、打上がり速度の条件である「5cm/分以上」は満たせない。条件を満たすのは、1ポンプ車あたりで同時に吐出させる吐出口数が2でかつ、ポンプ車1台あたりの水平配管からの吐出口数が8以上の場合である。

② 流動距離の検証

流動距離6～7m程度の条件を満たすためには、吐出口間隔を6～7m程度、すなわち最小流動距離を3m程度にする必要があり、ポンプ車1台あたりの水平配管の吐出口数を7以上必要である。

③ 打足し間隔

高流動コンクリートを用いた構造物側面に見られる打足し線での圧縮強度および付着強度試験を実施した結果、付着強度は概ね $3 \sim 4 \text{ N/mm}^2$ で打足し部での低下は認められなかった。これより1時間程度以内であれば付着、圧縮強度への影響は小さいと考えられる。

④ 打設高さ（落下高さ）

スランプフローが70cm程度のコンクリートを3m程度落下させて打設した結果、骨材の分離や空気の巻込みは見られなかった。ただし、打設開始時のように下にフレッシュコンクリートが無い状態で落下させると型枠内の鉄筋等に衝突して材料分離が生じたり、空気を巻き込んだりする可能性もあるため、ホッパ等を用いてなるべく落下高さを小さくすることが望ましい。

⑤ 天端調整

分離抵抗性の大きいコンクリートを用いた場合、投入口直下と合流部にはある程度の高低差が生

じるため、流動した先端や合流部での天端調整が困難となる。その対策として投入口間隔を小さくして高低差を小さくするか、フレキシブルホース等により不足箇所打設するといったことが必要である。

2) ポンプ圧送性

圧送速度に関しては、6 インチ配管で約 50m³/hr、8 インチ配管で約 80m³/hr 程度まで圧送可能であり、実用上はポンプの圧送性が制約条件とならないことが確認された。

ポンプ圧送後は、空気量は増加し、スランプフローは低下するなどの変化が大きいものに対して、ロート流下時間の変動は小さい結果となった。

3) 養生方法

脱型材齢 3 日の標準養生、封緘養生と脱型材齢 4 日で以降、気中養生と養生剤塗布の 4 ケースについて現場暴露試験を実施した結果、材齢 91 日で、脱枠 4 日で気中養生したものは標準養生の 80% の強度、封緘養生したものは同じく 90% の強度が得られた。

4) 天端仕上げ

天端を均さない場合、定板およびコテによる均し処理のみの場合は天端面の沈降と表面乾燥が原因と考えられる天端面にクラックが生じた。一方、普通コンクリートと同様に養生剤を併用し、1、2 次コテ仕上げを行い湛水養生した場合はクラックが生じなかった。

5) 打継ぎ方法

定版仕上げや金ゴテ仕上げを行うと天端面の粗度が小さくなる。これに対してワイヤブラシで目荒ししたものは、処理面の粗度が大きくなるため引張強度が向上した。

6) 型枠に作用する側圧

セパレータ軸力および側圧は、コンクリート打上がり高さに応じて上昇し、打設中断中は減少する。打上がり速度が遅くなるにつれてコンクリートによる側圧は小さくなる傾向が認められるが、打上がり速度の変動を考慮して、セパレータに関しては液圧で設計する

7) 液体窒素冷却がフレッシュコンクリートの性状に与える影響

液体窒素冷却試験の結果、スランプフローは冷却の前後でほとんど変化しなかったが、空気量は冷却前の 2~2.5% に対して、冷却後、最大 1% 程度空気量が増加することが確認された。

(2) 製造管理・受入検査

1) 配合中の水量の増減に対して、ミキサの負荷電流値は鋭敏に変化するため、最終負荷電流値を把握することは、細骨材表面水率のバラツキに起因した水量の変動を、迅速かつ精度良く管理する有用な指標となる。

2) 製造から受入検査にいたる品質管理システムを考案した。その中で、製造管理は、実機試験練りより作成した関係図をもとに、練混ぜ終了時のミキサ負荷値が予め定めた目標値になるようにオペレータが水量を補正操作する。受入検査は、アジテータ車からポンプ車に荷卸しする際に、ポンプ車のホッパの手前に設置した全量検査装置で自己充填性を検査する。

3) 情報通信技術 (IT) を活用した高流動コンクリートの品質管理システムにより、コンクリートの製造・出荷状況がほぼリアルタイムで工事現場さらには遠隔地においても把握でき、異常が生じた場合にも確実かつ迅速に対応することができた。

(3) 施工結果

1) 受け入れ時の品質管理結果

スランプフローと○ロート流下時間ともにほぼ許容範囲内に分布し、全ロットのそれぞれの平均値は、管理目標範囲内に入った。圧縮強度は、管理材齢の 91 日では、設計基準強度 (60N/mm^2) を十分上回った。

2) 打上がり高さ管理

モニタ画像により、構造物への全般的なコンクリートの打込み状況を把握できる。さらに、型枠内のコンクリートの平均打上がり速度をリアルタイムに確認する事ができ、安定したコンクリートの打込みが出来たことを客観的に評価できる。

3) 型枠に作用する側圧

側圧はコンクリート温度が低いほど大きくなり、型枠内にコンクリートが落下するときの動的な影響を受ける位置で、側圧の増加がある程度認められた。しかし、冬期のコンクリート温度が低い条件下も含めて、いずれも液圧よりも小さな側圧分布となっている。同様の条件であれば、型枠に作用する側圧を液圧以下の分布として設計し、打設高さを高くしても型枠・支保工の製作コストへの影響を抑制することが可能になると考えられる。ただし、セパレータに側圧の負担の再配分が起きていることから、打設時の安全性を確保するためには、セパレータの設計、材質、締め付けに留意する必要がある。

4) ポンプ圧送性

ポンプ車近傍の配管内圧力の測定値の変動は、圧送速度によって影響される。配管内圧力はコンクリートの品質性状によっても変動し、コンクリートの変形性が大きくなる（粘性が低くなる）と配管内圧力が低下する。

5) 収縮ひび割れ制御管理

円周方向のPCテンドンシースを利用したパイプクーリングを打設後約 3 日間実施して躯体内部から冷却した結果、クーリングしないダミー壁と比べて、ピーク温度を約 10°C 低減し、温度上昇量を約 5°C 程度に抑制することができた。また発生引張応力も 0.3N/mm^2 程度に抑えられ、十分に収縮ひび割れの発生を抑制することができた。

(4) 合理化工法の検討

高強度・高流動コンクリートの特性を活かした更なる建設コスト縮減と工期短縮を実現しうる合理化工法として、スリップフォーム工法、自昇式足場工法の特徴と課題の比較を行った。その結果、所定の耐久性を確保するのに必要な養生期間から考えて、自昇式足場工法を採用した。

【参考文献】

- 1) 18号タンク建設技術委員会 (phase1) 報告書, 1996. 1 (大阪ガス社内資料)
- 2) 自己充填コンクリートの施工に関する検討結果報告書(案), 1997. 1 (大阪ガス社内資料)
- 3) 河井徹, 黒田泰弘: 高流動コンクリートの打ち継ぎ強度に関する実験的研究, 土木学会第 48 回年次学術講演会講演概要集, V-190, pp. 380-381, 1993. 9
- 4) 竹田宣典, 青木茂, 芳賀孝成: 8 mの高さから落下させて打設した超流動コンクリートの性質, 第 47 回年次学術講演会概要集, 第 5 部門, pp. 540-541, 1992. 9
- 5) 高流動コンクリートシンポジウム 論文報告案、土木学会、P. 270、1996. 3
- 6) 高流動コンクリート施工指針, 土木学会コンクリートライブラリー第 93 号, 1998. 7
- 7) 大容量タンク共同開発委員会: 大容量 PCLNG 貯槽の新しい設計・施工技術の開発報告書, 1995. 10 (大阪ガス社内資料)
- 8) 谷口秀明, 増田和機, 牛島栄: 自己充填コンクリートのポンプ圧送による品質変化, 土木学会 自己充填コンクリートセミナー論文報告集, pp. 95-102, 1997
- 9) 岡村甫, 前川宏一, 小澤一雅: ハイパフォーマンスコンクリート, 技報堂出版, 1993. 9
- 10) 若松岳, 近松竜一, 竹田宣典: 金網を使用した鉛直打ち継ぎ面の一体性に関する実験的研究、土木学会第 51 回年次学術講演会講演概要集, V-331, pp. 662-663, 1996. 9
- 11) 直井彰秀, 西崎丈能, 堤福生, 園淳生, 鎌田文男, 仙名宏, 原田暁, 佐藤哲司, 十河茂幸: 液化窒素を用いたプレクーリングによる高強度マスコンクリートの暑中施工, 国づくりと研修 特別号, pp. 19-28, 1992. 5
- 12) 大内雅博, 小澤一雅, 岡村甫: 打設現場における自己充填コンクリートの受入検査用全量試験の開発, 土木学会, コンクリート技術シリーズ 19, 自己充填コンクリートセミナー論文報告集, pp. 89-94, 1997. 5
- 13) 例えば, 中島由貴, 小島朗史, 城代高明, 高橋秀樹: サンドイッチ合成構造沈埋函の高流動コンクリートの施工, コンクリート工学年次論文報告集, Vol. 18, No. 1, pp. 177-182, 1996. 7
- 14) Kitamura, H., Nishizaki, T., Chikamatsu, R., Kamada, F., Okudate, M., Ito, H.: Construction of Prestressed Concrete Outer Tank for LNG Storage Using High-Strength Self-Compacting Concrete, Proceeding of the International Workshop on Self Compacting Concrete, pp. 262-291, 1998. 8
- 15) 川島宏幸, 岡田茂, 西崎丈能, 近松竜一: PCLNG 貯槽における高強度・自己充填コンクリートの製造・施工管理, コンクリート工学年次論文報告集, Vol. 21, No. 2, pp. 421-426, 1999. 7
- 16) 魚本健人, 西村次男, 渡部正, 田中恭一: 配合条件とミキサ消費電力量がコンクリートの品質に及ぼす影響, 土木学会論文集, No. 442/V-16, pp. 109-118, 1992. 2
- 17) 岡田茂, 朝比奈俊和, 西崎丈能, 近松竜一: 高流動コンクリートの品質に及ぼす練混ぜ方法の影響について, 土木学会第 51 回年次学術講演会講演概要集, V-345, pp. 690-691, 1996. 9
- 18) 自己充填コンクリートの製造に関する検討結果報告書, 1996. 7, (大阪ガス社内資料)
- 19) 畑修二, 朝比奈俊和, 西崎丈能, 近松竜一: 実機ミキサによる高流動コンクリート製造時の管理手法について, 土木学会第 51 回年次学術講演会講演概要集, V-344, pp. 688-689, 1996. 9
- 20) 若松岳, 坂田昇, 伊藤孔一, 小澤一雅: 練混ぜ時のミキサ消費電力を利用した締固め不要コンクリ

- ートの品質管理方法, 日本コンクリート工学協会, 第1回超流動コンクリートに関するシンポジウム論文集, pp. 31-38, 1993. 5
- 21) 若松岳, 松島博之, 原田暁: ミキサ負荷電流を利用した高流動コンクリートの製造管理の一考察, 日本コンクリート工学協会, 第2回超流動コンクリートに関するシンポジウム論文集, pp. 25-32, 1994. 5
- 22) 梶田佳寛: コンクリート最新技術(1)高強度コンクリート, コンクリート工学, Vol. 32, No. 4, pp. 81-89, 1994. 4
- 23) 平田隆祥, 竹田宣典, 三浦律彦, 十河茂幸: 高流動コンクリートのフレッシュ性状に及ぼす骨材粒度の影響, コンクリート工学年次論文報告集, Vol. 17, No. 1, pp. 81-86, 1995. 6
- 24) 近松竜一, 川島宏幸, 西崎丈能: 間隙通過性全量試験による高流動コンクリートの受入れ管理について, 土木学会第54回年次学術講演会講演概要集, V-460, pp. 920-921, 1999. 9
- 25) 西崎丈能, 奥立稔, 近松竜一, 川島宏幸: 高強度・自己充填コンクリートによるPCLNG貯槽の建設, コンクリート工学, Vol. 37, No. 10, 1999. 11
- 26) Nishizaki, T., Kamada, F., Chikamatsu, R., Kawashima, H.: Application of High-Strength Self Compacting Concrete to Prestressed Concrete Outer Tank for LNG Storage Proceeding of the 1st International RILEM Symposium on Self Compacting Concrete, pp. 629-638, 1999. 9
- 27) 岡井大八, 西崎丈能, 牛田智樹, 近松竜一, 川島宏幸: 世界最大の地上式LNGタンクの建設, セメント・コンクリート, No. 658, pp. 12-20, 2001. 12
- 28) 西崎丈能, 岡井大八, 近松竜一, 奥立稔, 鎌田文男: PCLNGタンク建設の合理化研究と実構造物への適用, 土木学会論文集第6部門(投稿中)
- 29) 高橋寛, 宮川公一, 近松竜一, 川島宏幸: ITを活用した高流動コンクリートの品質管理システムの開発, コンクリート工学年次論文報告集, Vol. 23, No. 2, pp. 1153-1158, 2001. 6
- 30) 北村八朗, 西崎丈能, 十河茂幸, 鎌田文男, 近松竜一: 逆打ち用ハイパフォーマンコンクリートの実用化研究と実構造物への適用, 材料, Vol. 43, No. 491, pp. 956-962, 1994. 8
- 31) 馬淵勝美, 市川博康, 奥田幸男, 加藤敏明: 新型スリップフォーム工法による複合構造高橋脚の施工, コンクリート工学, Vol. 33, No. 4, 1995. 4
- 32) 石川時雄, 新川守, 名倉健二, 杉橋直行: スリップフォーム工法による大規模石炭サイロの施工-電源開発・橘湾火力発電所-, コンクリート工学, Vol. 38, No. 3, 2000. 3
- 33) 平成8年制定コンクリート標準示方書[施工編], 土木学会, 1996
- 34) 平田隆祥, 西崎丈能, 奥立稔, 十河茂幸: 電圧印加方式によるコンクリート打上がり高さ管理に関する研究, コンクリート工学年次論文報告集, Vol. 20, No. 1, pp. 137-142, 1998. 6
- 35) 自己充填性コンクリートの配管流に関する数値シミュレーション, 1996. 7 (大阪ガス社内資料)
- 36) Okai, D., Nishizaki, T., Kawasaki, K., Kamada, F., Okudate, M.: Development of a Quality Control System for Self-Compacting Concrete by Using information Technology, Proceeding of the Second International Symposium on Self-Compacting Concrete, pp. 729-736, 2001. 10

第6章 高流動コンクリートによる合理化の評価

6. 1 評価と考察

高流動コンクリートは、その材料・配合設計法から製造管理方法、施工方法、品質管理方法などが従来のコンクリートと大幅に異なる。この高流動コンクリートを、5～7社の市中のレディミクストコンクリート工場で製造し、同一の均質なコンクリートとして受け入れることができるように、事前に室内試験、実物大実験等を行って、技術的課題を解決し、実構造物への適用を図った。

その成果として、LNG貯槽の防液堤に要求される機能とそれを実現するための要求性能を十分満足するコンクリート構造物を構築することができた。その結果、最終の目的である要求性能を確保し、かつ工期短縮、コスト縮減を達成することができた。

6.1.1 技術的成果

PCLNG貯槽の防液堤の構築に、高強度・高流動コンクリートを適用して得られた技術的成果は大別すると、以下の4点となる。

(1) 材料・配合および製造管理

材料・配合に関しては、高流動コンクリートには、鉄筋のあきに対応した粗骨材量の上限值が存在することを明らかにした。また、逆打ち用高流動コンクリートに関しては、初期の収縮補償、硬化後の収縮補償にそれぞれアルミ粉末、膨張材が有効であることを明らかにした。また、高ビーライトセメントの使用が、温度ひび割れ、自己収縮対策において有効であることを明らかにした。高強度・高流動コンクリートについては、中性化、塩分浸透、凍結融解に対する抵抗性が高いことを明らかにした。特に、高強度・高流動コンクリートの養生期間と強度発現特性、中性化、塩分浸透の関係を明らかにした¹⁾。

製造管理については、均質かつ効率よく練り混ぜるための練混ぜ方法を明らかにした。練混ぜの判断は、ミキサの負荷電流値を用いて判断できること、最終負荷電流値を把握することは、細骨材表面水率のバラツキに起因した水量の変動を迅速かつ精度良く管理する有用な指標となること、所定の流動特性（スランプフロー、ロート流下時間）を確保するには、水量の変動の主たる要因である細骨材の表面水率のばらつきを±0.5%程度の範囲に制御することが必要であることなどを明らかにした。

以上述べた製造管理指標を用い、かつ温度条件に応じた適切な配合を選択することにより、1.2万m³の大量の高流動コンクリートを所要の品質で安定した製造した^{2), 3)}。

(2) 施工方法

打設速度と打込み高さを管理することにより、防液堤全周を均等に打ち上げ、材料分離のない均質なコンクリートを打設することができた。また、高流動コンクリートのポンプ圧送性、側圧、流動距離、打継ぎ処理、養生方法などに関して様々な知見を得た⁴⁾。

(3) 品質管理システムの確立

市中のレディミクストコンクリート工場の、自主的な管理体制下で同時に均質な高流動コンクリートを製造・出荷し、それを現場で受け入れる品質管理システムを確立した。

現場荷卸し時では、全量のコンクリートの自己充填性を全量検査試験装置を用いて検査した。さらに、

情報通信技術（IT）を活用した高流動コンクリートの品質管理システムによって、高流動コンクリートの製造・出荷状況がほぼリアルタイムで工事現場さらには遠隔地においても把握でき、異常が生じた場合にも確実かつ迅速に対応することができた^{1), 5), 6)}。

(4) 収縮ひび割れの制御

設計の合理化を目的として 60N/mm^2 の高強度コンクリートを採用するとともに、この高強度化による水和熱に起因する温度ひび割れ、粉体量の増加に起因する自己収縮を防止するために、高ビーライト系の低発熱セメントの採用をはじめとする材料・配合および施工面での対策を合理的に組み合わせた収縮ひび割れ対策を実施し、収縮ひび割れを制御し、残留応力をほぼ0にすることができた^{5), 6)}。

6.1.2 高強度・高流動コンクリートによる工期短縮，コスト縮減効果（18号タンク）

第5章で述べた泉北18号タンクにおける高強度・高流動コンクリートによるコスト縮減効果と打設ロット高さの高度化による工期短縮効果に関して従来工法（泉北16、17号）と比較することによって評価する。

(1) 工程短縮

高流動コンクリートの採用により、1回あたりのコンクリート打設高さは、従来（泉北16、17号タンク）のそれに比べて1.5倍にできた。これに伴い打設ロット数は14回から10回に削減できたためPC防液堤の建設期間を従来の15ヶ月から11ヶ月に約4ヵ月削減することができた⁴⁾。

(2) コスト削減

高強度コンクリートの使用による合理化設計による約30%のコンクリート量の削減および高流動コンクリートによる省力化により、コンクリート工事費の約8%を削減できた。これに基礎杭の必要本数の削減（約4%）効果も加えると、そのコスト削減効果はコンクリート工事費に換算すると12%に達した⁴⁾。

(3) 省力化

高流動コンクリートを使用することによって、コンクリート打設時の作業員は減少するが、その効果は作業員数減少による人件費の削減のみでは、コンクリート単価の上昇を考えると効果が小さい。

しかし、締固め作業からの解放という観点から考えれば、高流動コンクリートの効果は単なる作業員数の削減に留まらない。その一つとして上に述べた工期短縮という効果があるが、締固め作業がなくなることにより、コンクリート打設時間のクリティカルパスが、締固め能力から打設能力すなわちコンクリートの製造能力およびポンプ車の圧送能力に変わったというのも大きな点である。

これは、従来の「作業員数／日」から「作業員数×時間／日」というように時間の因子が加わったともいえる。これにより、同じコンクリート打設量では、打設時間が短縮されることにより、打設後の片づけ、天端調整などが正規の時間内で行える、または、時間が短縮される等の効果も生み出す。また、同じ時間ならより多くのコンクリートの打設が可能となる。そこで、以下では、打設能力の観点から考察を加える。

1) 実績による比較

本来は、高流動コンクリートの使用の有無で、施工方法が異なるため、単純に、人数や打設時間

の比較はできない。つまり、従来の工法では、締固め作業により打設高さが決まっているため、1回の打設量700m³が上限値であり、泉北18号タンクで高流動コンクリートを使用して打設した1000m³は物理的に打設が不可能な量であるためである。ここでは、それらを反映させるために、打設効率（打設能力）で、比較を行う。

① 全作業員

防液堤コンクリート打設作業における従来コンクリート（締固め必要，設計基準強度40N/mm²，打設数量700m³）と高強度・高流動コンクリート（締固め不要，設計基準強度60N/mm²，打設数量1000m³）の比較を行う。ただし、一般論とするために、以下の条件下での比較とした。

- ・プラントのトラブル，交通渋滞等の特異な条件を除くため、打設数量、時間、作業員数は打設計画に基づく。
- ・締固め不要による効果のみを明確にするため、開口部打設や、暑中のプレクーリング等の時期は除いた。これは、従来のセメントは、高ビーライトセメントではないため、5～9月の間はプレクーリングを実施していたため、セメントの発熱特性の要素を排除するためである。
- ・コンクリート打設作業員は全作業員の内、コンクリート打設＋型枠設備－誘導員とした。

図-6.1に従来と泉北18号タンクのコンクリート打設時の全作業員数を示す。

全作業員数は、泉北18号タンクの方が5%増加している。これは、初めての高強度・高流動コンクリートの打設ということで、各レディミクストコンクリート工場が、特別に現場での品質管理要員を増強したためである。泉北18号タンクでは、コンクリート1000m³を5時間15分、従来の貯槽では700m³を8時間30分で打設しているため、全作業員の「人数×時間」を比較すると、従来の935人・hrに対し、泉北18号タンクは609人・hrとなり、35%の人工の削減となっている。また、さらにコンクリート打設量を加味して、「人数×時間/コンクリート量」を比較すれば、従来の1.38人・hr/m³に対して、0.61人・hr/m³と55%の人工の削減となっていることがわかる。

② コンクリート打設作業員

次に、全作業員の内のコンクリート作業員の内訳について考察する。内訳を図-6.2に示す。

コンクリート打設作業員の総数は、15%減少している。その内、作業指揮者が従来の4人から1人

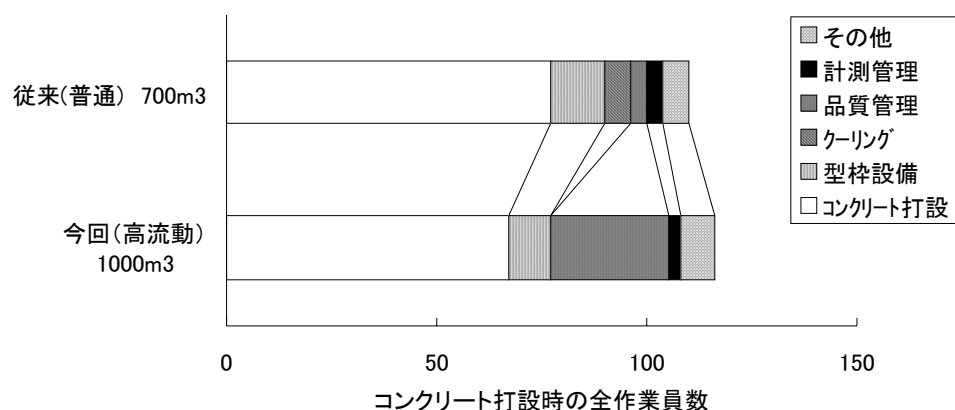


図-6.1 コンクリート打設時の全作業員数の比較
(今回：泉北18号タンク，従来：泉北16，17号タンク)

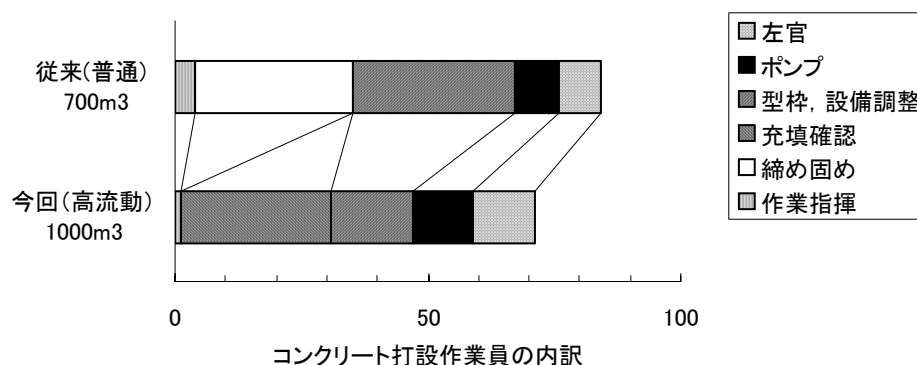


図-6.2 コンクリート打設時の全作業員数の比較
(今回：泉北18号タンク，従来：泉北16, 17号タンク)

に減少し、逆にポンプ作業員、左官仕上げが1.5倍に増加している。作業指揮者は、締め固め作業がなくなったため減少したものである。

また、コンクリート打設工事の時間を支配していた要因が締め固め作業からポンプ能力に変わったため、ポンプ能力を十分生かせるためポンプ車が減少するはずであるが、高粘性のコンクリートを打設することもあり、泉北18号タンクでは逆に、ポンプ車の閉塞等を考慮して、ポンプ車が増加している。

左官仕上げは、高流動コンクリートは、ブリーディングがほとんどなく、左官仕上げに労力を要するため増加したものである。締め固め作業員は当然0であるが、泉北18号タンクでは初の全量打設ということもあり、従来の締め固めと同じ人数だけ充填確認に廻っており、トータルとしては、泉北18号タンクでは減少していない。

以上に述べたように、泉北18号タンクは、高流動コンクリートを防液堤に全量打設するという最初の試みであったため特別に安全を重視したことから、人数は計画どおりには減少していないが、そのような条件でも、人・hrでは48%減、人・hr/m³では1.05から0.373へ実に65%減少していることがわかる。これは0.85倍の人数で、1.4倍の量を0.6倍の時間で打設したことになる。すなわち、打設能力は $1.4/0.6=2.3$ 倍に達していたことになる。これは、単純に作業量減による効果よりも、ポンプ能力を最大限に引き出すことによる時間削減効果が大きいことを示している。

2) 打設量を同一にした場合の比較

実際には、打設効率という面では現れない人数の問題がある。それは、人数によって、管理面や施設規模が決まるからである。そこで、従来における打設量を1000m³に合わせた場合を想定して、泉北18号タンクとの比較を行う。

既に述べたように、打設量、時間、作業員数はそれぞれの打設方法で固有であるため、打設量をあわせた施工は非現実的であるが、施工方法を従来通りで、打設量のみが増加したことを想定する。これにより、同じ打設パーティーで12時間30分間、打設作業を行うことになる。

打設量1000m³とした場合のコンクリート打設時の全作業員の内、コンクリート作業員の内訳の従来と泉北18号タンクの比較を図-6.3に示す。

従来の場合、通常の勤務時間8時間を大きく超えるため、別パーティーが必要となる。そのため、左官作業を除く作業員は増加することになる。ここでは、各作業員数を打設時間の比(12.5/8.5)

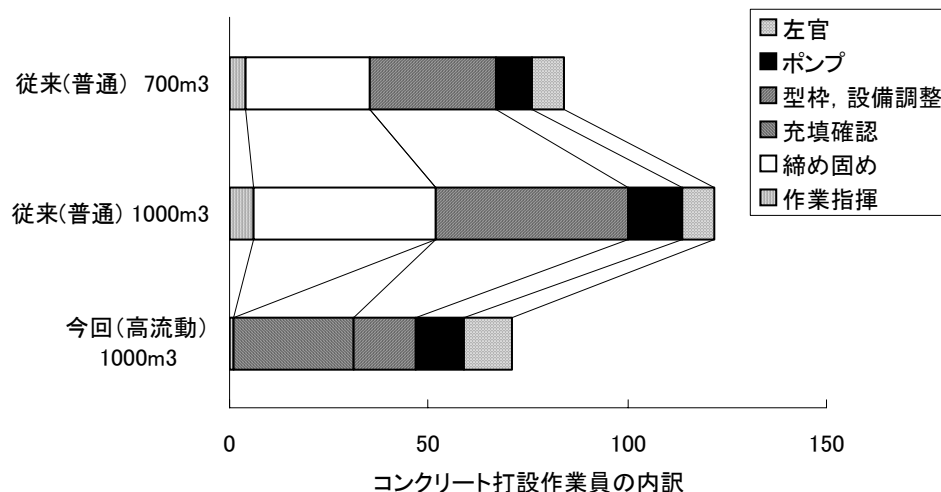


図-6.3 打設量 1000m³ の場合のコンクリート打設時の全作業員数の比較

で算定した。

泉北18号タンクの方が、実際に、作業に従事する人数は1/2程度に減少していることがわかる。このことは、常雇いの作業員約50人のみで、コンクリート打設作業も遂行できる事ができるため、管理面、安全教育等の面でも効果があることがわかる。

3) 今後の展望

泉北 18 号タンクは、初めての高流動コンクリートの全量打設であったため、充填状況の監視や品質管理等の作業員数が多かった。しかし、打設した結果からこれらの作業員は、大幅に削減できることがわかった。今後それらの作業員を削減した場合のコンクリート打設時の全作業員数を図-6.4 に示す。

全作業員数は、現在から 50 人ほど減少し、70 人程度となる。この結果、左官を含めて常雇いの作業員のみで対応できることになる。

図-6.5 に 1m³ のコンクリート打設に要する工数（打設効率）の推移を示す。

従来、全作業員としては、1.38 人・hr/m³であったのが、泉北 18 号タンクでは約 56%減の 0.61 人・hr/m³、さらに、将来的には、従来の約 1/4 の 0.33 人・hr/m³となることが期待される。コンクリート打設作業員に関しても、1.05 人・hr/m³→0.37 人・hr/m³ (36%)→0.22 人・hr/m³ (21%) と将来的には 1/5 程度となることがわかる。

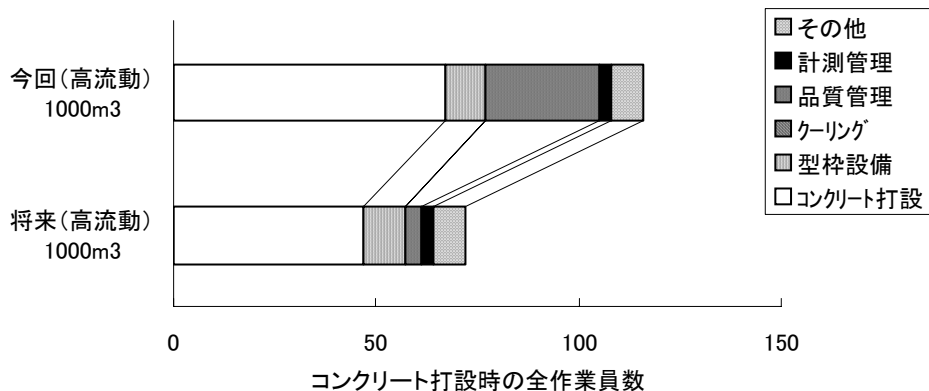


図-6.4 将来のコンクリート打設時の全作業員数

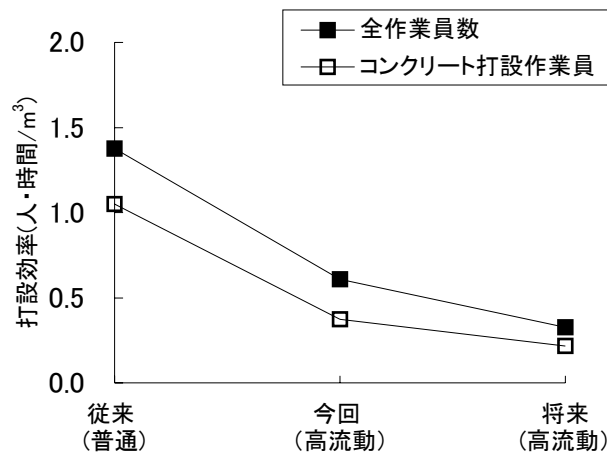


図-6.5 1m³のコンクリート打設に要する工数(打設効率)(今回：泉北18号タンク，従来：泉北16, 17号タンク)

6.1.3 自昇式足場工法による工期短縮，コスト縮減効果（姫路2-4号タンク）

第5章の述べた自昇式足場工法の工期短縮およびコスト縮減効果について評価する。なお、6.1.2では、打設ロットの高さを高くすることによる工期短縮、コスト縮減効果について述べたが、自昇式足場工法は逆に打設ロットの高さを小さくすることによって工期短縮を実現している。

この事は、どのような工法を選択するかによって、それぞれの工法で異なる最適解が存在することを示している。それについてもあわせて評価する。

(1) 打設ロットの高さと工期短縮効果およびコスト縮減効果

泉北16、17、18号で使用したジャンプフォーム工法を用いる場合、打設ロットの高さを高くした場合、建設工期に関しては打設ロット数が減少する反面、各ロットの構築期間が長くなるが、トータルでは工期の縮減が図れる。一方、型枠や足場の大型化を伴うため、その重量増加やプレファブ鉄筋の重量増加やコンクリート打設圧の増加、風荷重の増加があり、打設ロットを高くするほど施工手間が増加する。ジャンプフォーム工法を用いた場合、1ロットあたりの工期は足場の移動(上昇)と構築に大別できる。LNG貯槽の防液堤工事の場合、足場上昇に10日以上もかかるため、コンクリートの養生期間はクリティカルパスにはならない。

打設ロット高さと1ロットの構築工期を試算したのが図-6.6である。ロット高さを高くしても、構築工事は増加するが、足場の移動には余り影響は見られない。また、足場の移動期間が全体の半分前後を占めていることがわかる。

次に、打設ロット高さと防液堤全体工期と打設手間の増加を試算したのが図-6.7である。当然のことながら工期短縮効果と型枠、足場などの重量増加にともなう打設手間の増加はトレードオフの関係にあり、両者の工事費に与える影響の比率によって、最小コストのロット高さが存在する。

泉北18号タンクの防液堤を対象に試算した打設ロット高さと工事費の関係を図-6.8に示す。

同図から4～5m程度で工事費の極小をとり、それ以上でも以下でも工事費は大きくなることがわかる。従って、泉北18号タンクでは、打設ロット高さを泉北16、17号の約3mから約4.5mに上昇させた。もちろん、これは、高流動コンクリートの使用による締固め作業の省略という前提条件の下に成り立ったものである。

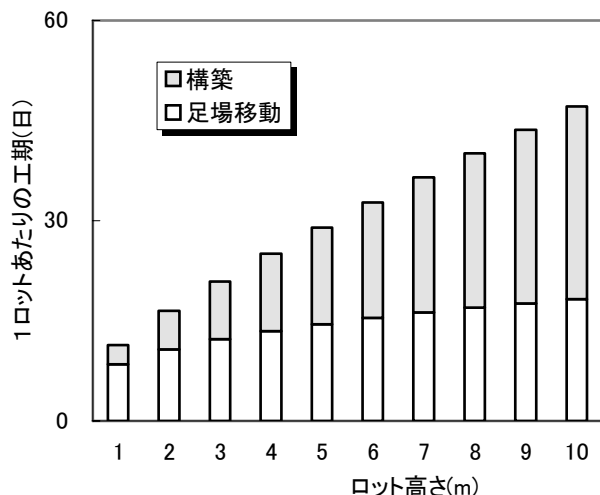


図-6.6 打設ロット高さと1ロットの構築工期

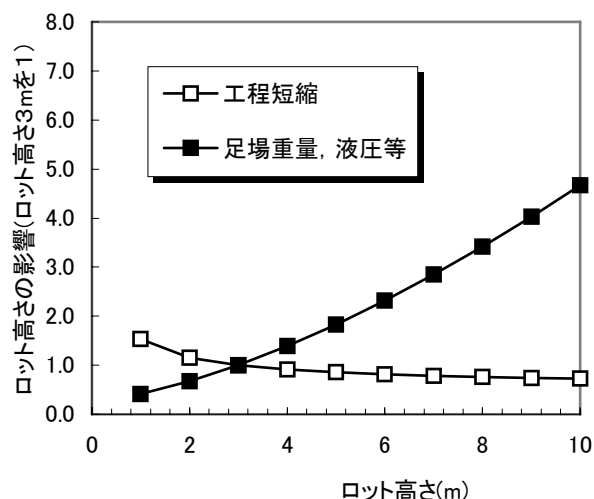


図-6.7 打設ロット高さと工期短縮、打設手間の増加（ロット高さ3mの場合を1）

以上に述べた選択はあくまでもジャンプフォーム工法を使用するという前提の下での打設ロット高さの最適化である。図-6.6 に示した1ロットの構築工期をみても足場の移動が半分を占めており、ロット構築の中での最適化とは言い難い。そこで、足場工法を全面的に見直し、自昇式足場工法とした。

この工法の採用により、足場移動期間は半日程度になるため、1ロットあたりの構築工期は図-6.9に示すように短縮される。これに基づく、ジャンプフォーム工法と自昇式足場工法による防液堤全体工期の試算結果を図-6.10に示す。

同図より、全体工期も大幅に短縮されることがわかる。なお、自昇式足場工法でロット高さ1mの場合に工期が不連続になるのは、ロット高さ1mの場合には、試算上1ロット構築の期間が3日を下回るため、養生期間を3日とした場合には養生期間がクリティカルパスになるためである。必要養生期間を延ばせば、より高いロット高さの場合でも図-6.10に示したよりも工期は長くなる。

図-6.11 にジャンプフォーム工法と自昇式足場工法による工期とコストの関係の試算結果を示す。ジ

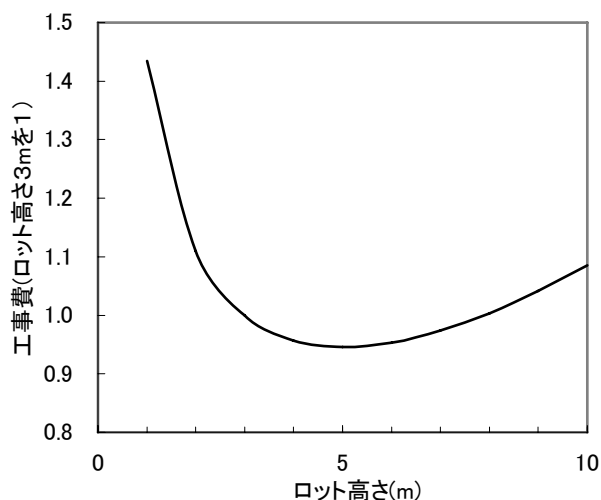


図-6.8 打設ロット高さと工事費

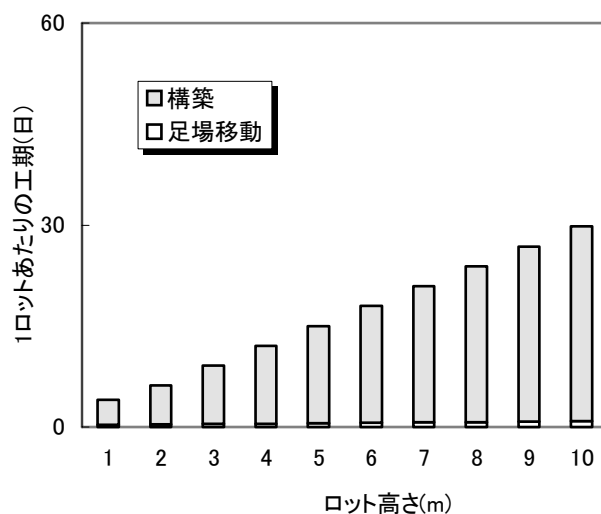


図-6.9 ロット高さと1ロットの構築工期

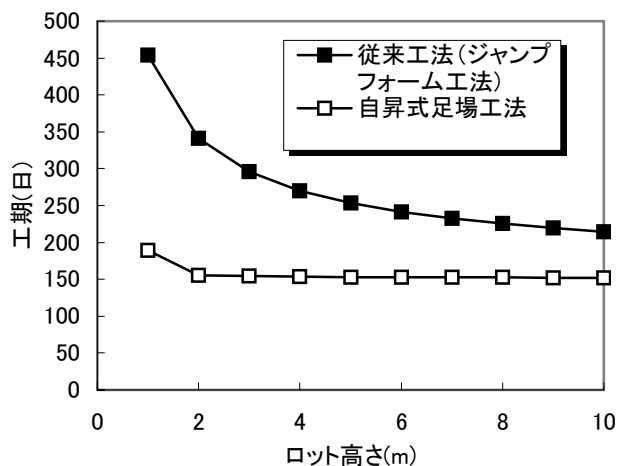


図-6.10 両工法による防液堤全体工期

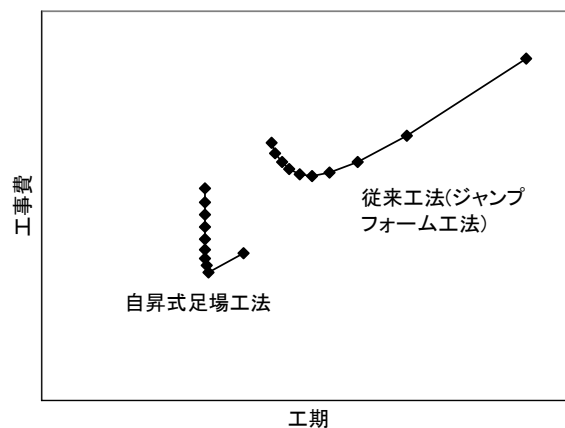


図-6.11 両工法の工期とコスト

ジャンプフォーム工法と自昇式足場工法の線は完全に不連続であり、一致する点は見られない。自昇式足場工法は、ロット高さを低くしても工期はほとんど変わらず、工費が減少してゆくが、養生期間がクリティカルパスになった段階で工期、工費とも上昇する。

自昇式足場工法では、工費、工期ともにジャンプフォーム工法では達成できない低水準を達成できることがわかる。なお、本節で取り扱った工事費は工期短縮による効果と足場・型枠の材料、作業手間のみを対象としている。

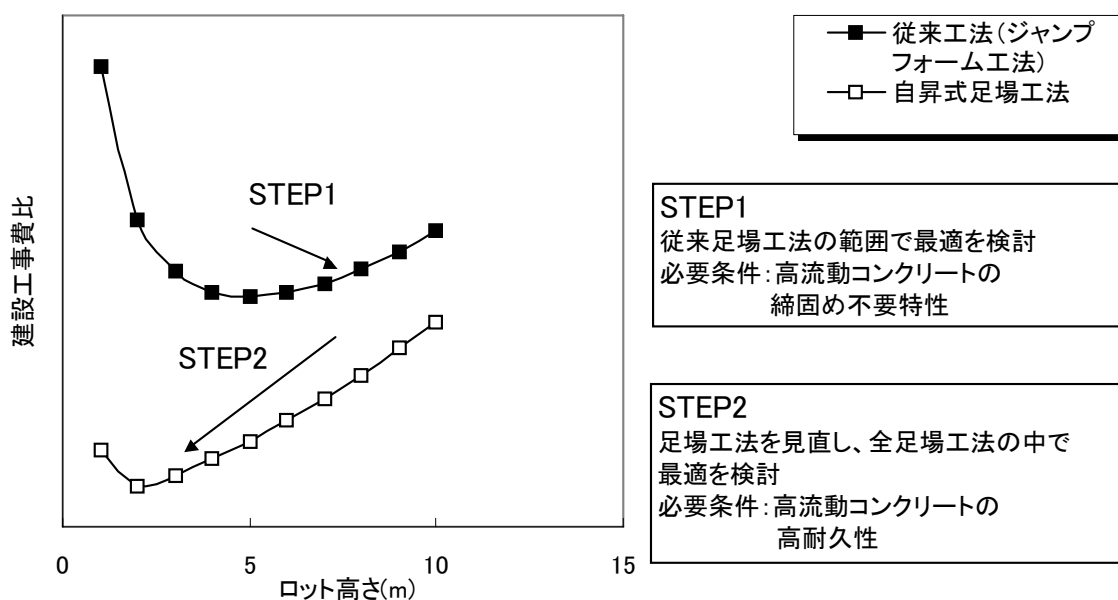


図 6-12 本論文で取り扱った合理化の2つのステップ

6. 2 まとめ

6.2.1 PCLNG 貯槽の防液堤の合理化

本論文で述べた高流動コンクリートを使用した防液堤建設の合理化には、2つのステップがある。

第一のステップは、従来工法の制約の中での最適化を目指したステップであり、第二のステップは、工法を根本的に変えることにより最適化を目指したステップである。第一のステップは、高流動コンクリートの締固め不要の特性が必要条件であった。第二のステップは、高強度・高流動コンクリートの高い耐久性に基づく養生期間の短縮が必要条件となっている。

2つのステップを図 6-12 に示す。第一のステップ (STEP1) は、従来の足場型枠工法の線の上で、高流動コンクリートを使用して最適な解を見つけようとしたステップである。第二のステップ (STEP2) は、足場工法を変えることにより、従来の足場型枠工法の線からジャンプして、自昇式足場工法の線に移り、その中で最適解を求めたステップといえる。

6.2.2 LNG 貯槽の基礎、防液堤に使用する材料としての評価

近年、コンクリート構造物の設計が仕様規定型設計から性能規定型設計に移行しつつある中で、定常状態に加え、地震動や経時変化などの外乱のシナリオをたて、構造物がシナリオ通りにパフォーマンスできるかを確認するシナリオデザインが望まれている⁷⁾。そこで、LNG貯槽の基礎、防液堤に使用されるコンクリートの要求性能に関して考察する。

(1) LNG 貯槽の基礎、防液堤に使用されるコンクリートに求められる性能

1) LNG 貯槽の基礎、防液堤の目標性能

現在、日本ガス協会にて改訂中のLNG地上式貯槽指針⁸⁾では、性能規定型設計の考え方が導入され、LNG貯槽の基礎および防液堤の常時（通常運転時、強風時、積雪時、試験時）、レベル1地震時およびレベル2地震時における目標性能は表-6.1のように定められている。防液堤に関しては、防液堤特有の性能として、上の3種類の性能に加えて、漏液後（万一、内槽からLNGが漏洩した場合）にLNGを保持する、すなわち液を外部に漏らさない目標性能が設定されている。

表-6.1 基礎、防液堤の目標性能

部 位	常時性能	レベル1耐震性能	レベル2耐震性能
基 礎	所定の強度を有する	有害な変形が残留しない	変形が残留しても、内槽、外槽、防液堤、保冷の目標性能を損なわない
防液堤			変形が残留しても、液密性は著しく低下しない

2) LNG 貯槽の基礎、防液堤の性能照査方法

上記の目標性能を照査するために、常時、レベル1地震時、レベル2地震時、漏液後（防液堤のみ）では、終局限界状態として「断面破壊の限界状態」が設定される。

また、長期にわたる耐久性を確保するために、常時では使用限界状態として「ひび割れ幅（PC防液堤の場合は、ひび割れ発生）限界状態」が設定される。防液堤に関しては、漏液後は使用限界状態

として「液密限界状態」が設定され、液密機能が照査される⁸⁾。

貯槽の供用期間中のほとんどを占める通常運転時は常時に含まれる、従って、常時の要求性能である「所定の強度を有する」の「所定の強度」とは、常時の荷重に加え、供用期間中におけるコンクリートの経年変化（疲労、腐食、ひび割れ、クリープ変形等）を考慮した強度としている。地震時に関しては、常時における経年変化の後にも「所定の強度」を有しているという前提で、地震時に発生する荷重に対して、目標性能を確保する考え方である。

構造設計上の構造物の安全性あるいは使用性は、設計上は限界状態設計法によって照査され、コンクリート標準示方書[設計編]⁹⁾に規定された安全係数、構造解析などによって照査される¹⁰⁾。一方、コンクリート標準示方書[設計編]⁹⁾の規定は、コンクリート標準示方書[施工編]¹¹⁾に規定された施工方法、耐久性照査がなされていることを前提で規定されている。

つまり、基礎、防液堤の性能照査の前提は、供用期間を考慮した耐久性の確保が前提になっているといえる。

3) LNG 貯槽の基礎、防液堤に使用するコンクリートの要求性能

一般の構造物に使用されるコンクリートに必要な最低限の性能は、設計の前提としている耐久性に逸脱しないことといえる。これは、コンクリートそのものの配合は言うに及ばず、耐久性に影響の与える有害な施工を行わないことともいえる。

一般の土木構造物と LNG 貯槽の基礎、防液堤の機能の大きな違いは、LNG という極低温の液化ガスを貯蔵する機能（液密性）を有している点である。この液密性能を満足するためには、構造設計上の液密限界状態の照査はもちろんのこと、経年変化による影響を管理する必要があるため、現場での施工方法に加え、供用期間中の経年変化の照査がもっとも重要である。

特に、コンクリート打設時の温度ひび割れを含む収縮ひび割れによる物理的な欠陥は、液密限界状態の照査の前提として、制御されなければならない。

また、設計計算に常温の設計用値を使用する前提は、均一な品質（構造）を有するコンクリートを使用した場合、局所的な低温の影響がなく熱衝撃が加わらないため、常温の設計用値を使用しても、十分な吸収エネルギーを確保できることである¹²⁾。従って、物理的なクラックが制御されること、均一な品質で施工することに加え、低温下における強度特性が十分であることを確認する必要がある。

また、貯槽の災害想定には含まれないが、隣接火災による高温時、その履歴後にも軽微な補修程度で使用可能であることも望まれる。

従って、LNG 貯槽に使用するコンクリートおよびコンクリート工事に対するの要求性能は、

- ① 施工にあたっては、構造物の構造性能、耐久性に有害な影響を与える施工方法を行わないこと。

特に、温度ひび割れ等の液密性に影響を与える欠陥を発生させないこと。均質な品質のコンクリートを打設すること。

- ② 硬化後には、収縮ひび割れを起こさないこと、適切な低温強度特性、高温履歴後特性を有すること

だといえる。

高強度・高流動コンクリートは、適切に配合および施工がなされた場合、締固めの良否により品質が作用されず、欠陥を生じにくく品質が均一である。また、その細孔構造から、耐久性に優れる

などの LNG 貯槽に使用するコンクリートとして優れた点を多く有している。

また、水和熱による温度ひび割れや富配合であることによる収縮に対しても、高ビーライトセメントなどの適切な材料を選定すれば、問題とはならない。硬化収縮等の経年変化は、必ずしも小さい必要はなく、それを前提とした性能照査、耐久性照査が行われれば、問題はないが、LCC を考慮すれば、材料として経年変化の小さいものが望ましい。

以上のことから、高ビーライトセメントを使用した高強度・高流動コンクリートは、現時点では LNG 貯槽に使用されるコンクリートとしては最も適していると考えられる。

【参考文献】

- 1) 西崎丈能, 竹田宣典, 近松竜一, 宮川豊章: 高強度・高流動コンクリートの養生期間および打継ぎ方法が強度・耐久性に与える影響, 土木学会論文集 第5部門 (投稿中)
- 2) 北村八朗, 西崎丈能, 十河茂幸, 鎌田文男, 近松竜一: 逆打ち用ハイパフォーマンスコンクリートの実用化研究と実構造物への適用, 材料, Vol. 43, No. 491, pp. 956-962, 1994. 8
- 3) 川島宏幸, 岡田茂, 西崎丈能, 近松竜一: PCLNG 貯槽における高強度・高流動コンクリートの製造・施工管理, コンクリート工学年次論文報告集, Vol. 21, No. 2, pp. 421-426, 1999. 7
- 4) Kitamura, H., Nishizaki, T., Chikamatsu, R., Kamada, F., Okudate, M., Ito, H.: Construction of Prestressed Concrete Outer Tank for LNG Storage Using High-Strength Self-Compacting Concrete, Proceeding of the International Workshop on Self Compacting Concrete, pp. 262-291, 1998. 8
- 5) 岡井大八, 西崎丈能, 牛田智樹, 近松竜一, 川島宏幸: 世界最大の地上式 LNG タンクの建設, セメント・コンクリート, No. 658, pp. 12-20, 2001. 12
- 6) 西崎丈能, 岡井大八, 近松竜一, 奥立稔, 鎌田文男: PCLNG タンク建設の合理化研究と実構造物への適用, 土木学会論文集第6部門 (投稿中)
- 7) 宮川豊章: 土木コンクリート構造物のためのシナリオシナリオデザインへの招待ー, セメント・コンクリート, No. 632, pp. 20-26, 1999. 10
- 8) 日本ガス協会: LNG 地上式貯槽指針, (2002. 6 発行予定)
- 9) 平成 8 年制定 コンクリート標準示方書[設計編], 土木学会, 2000. 1
- 10) Nishizaki, T., Nakajima, K., Ukaji, K., Hasegawa, T.: Design and Construction of 140, 000 KL Prestressed Concrete Outer Tank for LNG Storage in Osaka, Proceeding of FIP Symposium '93, pp. 395-400, 1993. 10
- 11) 平成 11 年版 コンクリート標準示方書[施工編]-耐久性照査型ー, 土木学会, 2000. 1
- 12) プレストレストコンクリート LNG 貯槽技術開発調査報告書 (平成 2 年 3 月), (財)天然ガス導入促進センター, 1990

第7章 結 論

本研究では、PCLNG 貯槽という構造物を対象として、高強度・高流動コンクリートの自己充填性、硬化後の高耐久性等に着目して、建設工事費の削減と工程短縮を実現できる施工方法を確立することを目的とした。

まず、PCLNG 貯槽の建設費用を分析し、削減可能な項目、そのための削減方法を調査し、高強度コンクリートと高流動コンクリートを兼ね備えたコンクリートの使用が有効であることを明確にした。次いで、その高強度・高流動コンクリートを重要構造物である PCLNG 貯槽の防液堤に大量に打設するために、材料・配合、製造管理、施工方法、品質管理方法等について、モデル実験、実験施工、小構造物を通じて検討し、確立した。実際の防液堤における施工に関しても、1 基目の結果からさらに発展させた方法を 2 基に採用した。

7. 1 本研究で得られた成果

以下に、各章で得られた結果を記して、本研究の結論とする。

第2章「LNG 貯槽の土木建設工事の合理化の方策」では、過去の LNG 貯槽の土木建設費を分析した結果、材料費に関しては、鋼管杭が全土木工事の材料費の 1/3 を占め、鉄筋、コンクリート、PC 構成材料などのコンクリート構成材料よりも大きな割合を占めていることがわかった。また、工事費に関しては、足場が全土木工事の工事費に対する割合は 1/3 を占めていることがわかった。これらから、建設費の削減の基本方針は以下とした。

- ①材料費の削減のために、鋼管杭の数量を減らすことを主眼に考えることが効果的である。
- ②足場の合理化のために、躯体の施工法との総合的な検討をおこなう。
- ③鉄筋加工・組み立て、型枠製作・組み立て、コンクリート工事については、機械化のほか、材料数量の削減によって作業量を削減する方策が必要である。
- ④重機機械損料の削減のために、工期短縮を可能とする施工法の検討を行う。
- ⑤クレーン費用を削減するために、壁厚さを薄くする、低発熱セメントを使用する。

上記の基本方針に基づき、PCLNG 貯槽に目標を絞って具体的な方策を検討した。その結果、PCLNG 貯槽の防液堤に関しては、高強度コンクリート、高流動コンクリートの使用いずれも効果的であるが、両者を組み合わせた高強度・高流動コンクリートがさらに効果的であることがわかった。コンクリートを高強度化することによって、躯体断面の削減、上部工荷重の減少に伴う下部工（杭）の削減がある。さらに、高流動化することにより、1 回の打設高さ増加による工期の短縮、それに伴う重機損料や管理費の削減、締固め不要による作業員の削減効果を加味することができることがわかった。

防液堤の漏液時の円周方向の膜応力度と施工精度を考慮した防液堤のプレストレスによる座屈に対する安全率の検討を行った結果、防液堤のコンクリートを設計基準強度 60N/mm^2 の高強度コンクリートにした場合、防液堤の必要最小壁厚さは 75cm であることがわかった。

そこで、設計基準強度 60N/mm^2 の高強度・高流動コンクリートを使用して、壁厚さを 80cm とすることを目標に定めた。

第3章「仮設開口部閉塞用コンクリート（逆打ち用高流動コンクリート）の実用化」では、高強度・高流動コンクリート実用化への第1段階として、工事用仮設開口部への逆打ち用高流動コンクリートの適用の検討を行った。工事用仮設開口部は逆打ち施工となるため、通常の高流動コンクリートの要求性能に加え、打継ぎ目の一体性の性能が要求される。配合試験、製造実験、施工実験を実施した結果、以下に示す知見が得られた。

① 配合に関して

高流動コンクリートには、鉄筋が密に配置された状況下では、コンクリートの充填性を確保するためには、鉄筋のあきに対応した配合上の粗骨材量の限界値が存在する。また、逆打ち水平打継ぎ目の一体性を確保・向上させるには、極初期の収縮を補償する目的でアルミ粉末の使用が必要である。また、収縮補償により、打継ぎ目の付着を改善するには、膨張材の併用が望ましい。さらに、逆打ち用高流動コンクリートの低温圧縮強度、高温履歴後圧縮強度は、既往の試験結果から考えて十分な強度特性を有している。

② 製造・品質管理方法に関して

均質かつ効率よく練り混ぜるためには、最初に骨材と粉体の固体粒子をミキサ内に投入して30秒間空練りし、その後に液体材料である水と混和剤を投入する方法が効果的であり、練混ぜの判断は、ミキサのトルク電流値を用いて、ほぼ一定になった時点を練混ぜ完了の判断できる。

所定の流動特性（スランプフロー、ロート流下時間）を確保するには、水量の変動の主たる要因である細骨材の表面水率のばらつきを±0.5%程度の範囲に制御することが必要である。

③ 施工・品質管理に関して

プラントでの製造時に予め各材料の品質を確認し、細骨材の表面水率の変動を0.3%以内に管理した場合、安定した品質で逆打ち用高流動コンクリートを製造・品質管理できる。また、高流動コンクリートは加圧脱水量が少なく、粘性液体としての性質が顕著となるため、高所への圧送の場合には、管内圧力損失が従来以上に大きくなるため、圧送性の検討が重要となる。圧縮強度は、単位体積重量は、流動距離8m程度までは、標準養生した供試体とほぼ同等である。

型枠に作用する側圧は、コンクリートの温度（凝結特性、加水後の積算温度）や打上り速度の影響を受けるため、打設条件に応じて場合によっては、液圧で作用するものとして型枠や支保工の構造検討を行う必要がある。

その結果、実際の開口部打設の結果、細骨材の表面水率の補正量は0.3%程度に管理でき、所定の変形性能、粘性を有するコンクリートを打設できた。また、目標通りの自由膨張率を得られた。脱枠後は、目視観察により、充填性が良好で、打継ぎ目が一体化していることが確認でき、高流動コンクリートの配合、製造・品質管理方法に関する手法を確立した。

第4章「高強度・高流動・高耐久コンクリートの実用化」では、防液堤に使用するコンクリートとしての目標性能を満足する高強度・高流動コンクリートの配合を確立するため検討結果について述べた。また、セメントの種類、養生期間および打継ぎ処理方法と強度発現特性、耐久性との関係を研究した。さらに、実構造物に打設された高流動コンクリートの塩化物イオンに対する浸透抵抗性の分布に関して検討した。その結果、得られた知見は以下の通りである。

① 配合設計に関して

膨張材を混和した配合のスランプフローが、暑中に大幅に低下する現象が認められた。暑中施工に関しては膨張材、高性能 AE 減水剤を相性のよい組み合わせとすることが必要である。

超低熱ポルトランドセメントを用いた場合には、普通ポルトランドセメントと比較して自己収縮量、断熱温度上昇ともに小さく、収縮ひび割れ対策を行う上では、非常に有効である。

高強度・高流動コンクリートは、低水セメント比であるため、中性化抵抗性に優れる。また、適度なエントレインドエアを連行することで十分な凍結融解抵抗性が確保される。また、設計基準強度 40N/mm^2 のコンクリートと同等以上の低温圧縮強度特性、高温履歴後強度特性を有し、高温下でも爆裂現象は生じない。

② 養生期間および打継ぎ方法が強度、耐久性に与える影響

高強度・高流動コンクリートが、塩分浸透抵抗性、中性化抵抗性に優れていることが、明らかとなった。中性化深さは、50 年の供用期間中に 20mm 程度であるため、1 日以上養生期間で十分である。防液堤の設計かぶりは、鉄筋中心で 10cm であるので、養生 1 日でも 0.8kg/m^3 程度で、限界塩化物量 ($1.2 \sim 2.5\text{kg/m}^3$) に対して、十分な安全を確保できる。

強度発現に関しては、3 日養生では、若干強度発現が緩慢であるが、配合による配慮と脱型枠後の養生シートによる表面からの水分の逸散の抑止によって十分対処しうる。

打継ぎ処理に関しては、曲げ強度、透水係数および塩分浸透を考慮すれば、打継ぎ処理を実施する必要がある。打継ぎ部に関しては、打継ぎ材齢が短いほど上記の性能は向上するため、養生期間は 3 日、打継ぎ材齢は 7 日程度で問題はない。

③ 構造物における塩分浸透抵抗性の分布

実験期間、サンプル数の問題から、統計的には問題があるが、今回の実験の範囲では、高強度・高流動コンクリートの塩分浸透の変動係数は普通コンクリートの変動係数に比べて半分程度であった。この構造物における変動を把握することにより、高強度・高流動コンクリートの耐久性照査時の安全率を下げる可能性がある。

第 5 章「高流動コンクリートの施工方法」では、高強度・高流動コンクリートの特性を引き出す施工管理について検討した。また、大量の高流動コンクリートを均質な品質で受け入れるための、製造管理・受入検査に関して検討を行い、防液堤工事への適用結果について述べた。さらに、高強度・高流動コンクリートが浸透抵抗性に優れていることに着目して、合理化工法として、スリップフォーム工法、自昇式足場工法、従来工法（ジャンプフォーム工法）の特徴と課題の比較を行い、自昇式足場工法が採用可能であることを明らかにし、自昇式足場工法を用いた防液堤の打設結果について述べた。以下に得られた知見を示す。

① 施工管理に関して

高流動コンクリートを用いた構造物側面に見られる打足し線での圧縮強度および付着強度試験を実施した結果、付着強度は概ね $3 \sim 4\text{N/mm}^2$ で打足し部での低下は認められなかった。これより 1 時間程度以内であれば付着、圧縮強度への影響は小さいと考えられる。

圧送速度に関しては、6 インチ配管で約 $50\text{m}^3/\text{hr}$ 、8 インチ配管で約 $80\text{m}^3/\text{hr}$ 程度まで圧送可能であり、実用上はポンプの圧送性が制約条件とならないことが確認された。ポンプ圧送後は、空気量は増加し、スランプフローは低下するなどの変化が大きいものに対して、O ロート流下時間の変動は小さい結果

となった。

セパレータ軸力および側圧は、コンクリート打上がり高さに応じて上昇し、打設中断中は減少する。打上がり速度が遅くなるにつれてコンクリートによる側圧は小さくなる傾向が認められるが、打上がり速度の変動を考慮して、セパレータに関しては液圧で設計するのが望ましい。

液体窒素冷却試験の結果、スランブフローは冷却の前後でほとんど変化しなかったが、空気量は冷却前の2～2.5%に対して、冷却後、最大1%程度空気量が増加することが確認された。

② 製造管理・受入検査について

配合中の水量の増減に対して、ミキサの負荷電流値は鋭敏に変化するため、最終負荷電流値を把握することは、細骨材表面水率のバラツキに起因した水量の変動を、迅速かつ精度良く管理する有用な指標となる。

製造から受入検査にいたる品質管理システムを考案した。その中で、製造管理は、実機試験練りより作成した関係図をもとに、練混ぜ終了時のミキサ負荷値が予め定めた目標値になるようにオペレータが水量を補正操作する。受入検査は、アジテータ車からポンプ車に荷卸しする際に、ポンプ車のホップの手前に設置した全量検査装置で自己充填性を検査する。

情報通信技術（IT）を活用した高流動コンクリートの品質管理システムにより、コンクリートの製造・出荷状況がほぼリアルタイムで工事現場さらには遠隔地においても把握でき、異常が生じた場合にも確実かつ迅速に対応することができた。

③ 施工結果について

スランブフローとOロート流下時間ともにほぼ許容範囲内に分布し、全ロットのそれぞれの平均値は、管理目標範囲内に入った。圧縮強度は、管理材齢の91日では、設計基準強度（60N/mm²）を十分上回った。

打上がり高さ管理のモニタ画像により、構造物への全般的なコンクリートの打込み状況を把握できる。さらに、型枠内のコンクリートの平均打上がり速度をリアルタイムに確認する事ができ、安定したコンクリートの打込みが出来たことを客観的に評価できる。

側圧は、冬期のコンクリート温度が低い条件下も含めて、いずれも液圧よりも小さな側圧分布となっている。同様の条件であれば、型枠に作用する側圧を液圧以下の分布として設計し、打設高さを高くしても型枠・支保工の製作コストへの影響を抑制することが可能になると考えられる。ただし、セパレータに側圧の負担の再配分が起きていることから、打設時の安全性を確保するためには、セパレータの設計、材質、締め付けに留意する必要がある。

ポンプ車近傍の配管内圧力の測定値の変動は、圧送速度によって影響される。配管内圧力はコンクリートの品質性状によっても変動し、コンクリートの変形性が大きくなると配管内圧力が低下する。

円周方向のPCテンドンシースを利用したパイプクーリングを打設後約3日間実施して躯体内部から冷却した結果、クーリングしないダミー壁と比べて、ピーク温度を約10℃低減し、温度上昇量を約5℃程度に抑制することができた。また発生引張応力も0.3N/mm²程度に抑えられ、十分に収縮ひび割れの発生を抑制することができた。

④ 合理化工法の検討

高強度・高流動コンクリートの特性を活かした更なる建設コスト縮減と工期短縮を実現しうる合理化工法として、スリップフォーム工法、自昇式足場工法の特徴と課題の比較を行った。その結果、所定

の耐久性を確保するのに必要な養生期間から考えて、自昇式足場工法を採用した。

第6章「高流動コンクリートによる合理化の評価」では、まず、第3章から第5章にのべた研究成果の技術的成果について述べた。次に、第4章および第5章における実用化によるコスト縮減、工期短縮効果について述べた。次に、本論文における建設工事合理化検討のアプローチに関して考察した。最後に、LNG貯槽の基礎、防液堤に使用する材料としての、高強度・高流動コンクリートの評価を行った。

7. 2 今後の展望

高流動コンクリートが普及していない現状では、従来のコンクリートに比べて高流動コンクリートを使用した場合、コンクリートの単価が増加し、作業員は削減できてもトータルコストは高くなる結果となるため、締固めが可能な構造物に対して締固めを省略する目的のみでコンクリートを高流動コンクリートに替えただけではメリットは出ない。以下に高流動コンクリートの特徴から、それを使用した場合の一般的な構造物の建設工事の合理化の展望について述べる。

① 締固め不要

締固め作業がなくなることにより、コンクリート打設作業時間は、締固め能力からコンクリートの製造・供給・打設能力によって決定されることになる。締固め作業を要する場合、ポンプ車1台の時間当たりのコンクリート打設量は、公称能力の1/4～1/3程度しか発揮できていない現状を考えれば、高流動コンクリートを使用することによって、製造・運搬・打設能力のベストな組合せが実現すれば、作業時間の短縮、コスト縮減の可能性はある。加えて、打設時間の短縮により、コンクリート打設後の後片付け、養生の準備を含めて全ての作業が通常時間内に終了することができ、残業時間の削減、さらに締固め作業というテンポラリーの作業のための要員を雇う必要がなく、常備の作業員でのみ工事が実施できるなど安全面、モラル面からの付加的な効果も期待できる。

鉛直方向に数回分割して構築するコンクリート構造物の場合、締固めが不要であることにより1回に打設する高さが任意に設定できる、すなわち従来の締固め作業によって限界のあった打設高さを超える施工ができるようになり、打設回数の削減による工程短縮が可能となる。

都市内における工事の場合でバイブレータの騒音、振動による工事の制約が存在する場合は、それらが低減されることによる制約の緩和があれば、工期短縮につながる可能性がある。また、バイブレータの騒音、振動による作業員の身体への影響をなくすることができる。その他、締固め作業用の仮設足場を省略することによる仮設費用の削減が可能である。

② 材料分離抵抗性

高流動コンクリートの高い材料分離抵抗性により、可能な範囲でコンクリートの自由落下高さや流動距離を増加することにより、打設用シュートの費用やシュート取り外しの手間を解消できる。

③ 品質・耐久性

高流動コンクリートの均質な品質、高い耐久性を考慮すれば、初期建設費のみではなく、LCC評価によれば、メリットが出る可能性が高い。あるいは、その高い耐久性を利用して、養生期間の短縮や養生の簡素化によって、工期の短縮を図れる可能性がある。

④ 新構造形式・新施工法

構造および施工法を高流動コンクリートのメリットが活かせるように替える。例えば、本論文では、

高流動コンクリートの配合に含まれる多量の粉体量に着目し、その大半をセメントとしてコンクリートを高強度化することにより、構造物の断面の縮小、軽量化などによる設計の合理化を図ることができる。これにより、ほとんど材料費の増加無しに、締固め不要のメリットを享受できる。あるいは、高流動コンクリートの耐久性に着目することにより、従来のコンクリートでは採用できなかった工法（例えばスリップフォーム工法）を採用する等の方法が考えられる。

最後に、高流動コンクリートは、コンクリート工事ひいては建設工事そのものを変える可能性を秘めた材料である。本論文での研究においては、高流動コンクリートを使用して、工事の合理化を図る方法として2つのアプローチを使った。一つは従来工法の延長線上で、高流動コンクリートを使用した方法で、もう一つは施工法自体を変える方法である。この2つの方法に用いた施工法は、打設ロットの高さとコスト縮減において、あたかも正反対の答えをだす。それは、施工方法によって、最適の構造形式あるいはコンクリートの特性が異なるためである。逆に言えば、高流動コンクリートに限らず、普通コンクリート以外のコンクリートにとって、従来の工法ではメリットの出なかった工法が最適である可能性がある。高流動コンクリートを使用した防液堤工事の合理化に関しても、他のアプローチも残されていると考えられる。

今回の研究では、高流動コンクリートの潜在能力の一部を顕在化させたに過ぎないと思う。今後は、新しい工法、材料、あるいは改善技術と組み合わせて高流動コンクリートのより効果的な活用方法を研究して、コンクリート工事あるいは建設工事の一層の合理化を推進して行く所存である。

謝 辞

本論文は、筆者が 1988 年から現在にいたるまで、大阪ガス株式会社技術部において、泉北製造所第二工場 16 号、17 号、18 号、姫路製造所 2-4 号タンクの 4 基の PCLNG 貯槽の土木工事責任者として、PCLNG 貯槽の合理化のために蓄積した高流動コンクリートの実用化の研究成果をもとに、京都大学工学研究科博士後期課程における研究成果を取りまとめたものであります。

本論文をまとめるにあたり、京都大学大学院工学研究科教授 宮川豊章先生には、指導教官として論文作成に関する数々の適切なご指導、ご助言、ご薫陶を賜ったほか、研究のあるべき姿、構造物のシナリオデザインの重要性など数多くのご薫陶を頂戴いたしました。心より厚く御礼申し上げます。次第であります。

京都大学大学院工学研究科教授 小野紘一先生ならびに小林潔司先生には、論文全般にわたり丁寧なご指導、ご助言を頂きました。心より厚く御礼申し上げます。特に、小野紘一先生には、株式会社鴻池組の技術部長として PCLNG 貯槽の合理化に関するご指導頂きました。心より厚く御礼申し上げます。

高知工科大学学長 岡村 甫先生、東京大学教授 前川宏一先生、小澤一雅先生、高知工科大学講師 大内雅博先生には、PCLNG 貯槽の開発、建設、高流動コンクリートの適用にあたってご指導頂きました。心より厚く御礼申し上げます。

株式会社大林組の設計部門、技術部門、技術研究所、工事部門の多数の方々には、高流動コンクリートの製造・配合、品質管理、建設現場への適用にあたり多大なご指導、ご助言、ご協力を頂きました。特に伊藤英芳副部長、鎌田文男課長、十河茂幸博士、竹田宣典博士、近松竜一副主任研究員、園淳生部長、奥立稔所長、川島宏幸氏に感謝の意を表します。また、株式会社鴻池組の田代博正部長、竹内三男副所長には、主に建設現場への適用にあたり、多大なご協力を頂きました。感謝の意を表します。

ここに全てのご芳名を列記することはできませんが、研究に携わって頂いたみなさまに、心より感謝申し上げます。

本論文をまとめるにあたり、宮川研究室の助教授 服部篤史先生、助手の山本貴士先生をはじめ、宮川研究室の多くの方々には、様々なご協力、ご支援を賜りました。心より御礼申し上げます。

本論文をまとめるきっかけは、当時の技術部土木建築技術チームマネジャーの北村八朗博士からのお勧めによるものです。筆者も、この貴重な研究・開発成果を風化させることなく、まとめることが今後の当社のみならず一般のコンクリート構造物の建設工事の合理化に貢献できると思い、論文をまとめることを決意いたしました。

1999 年からは宮川豊章先生のご指導を仰ぎながら論文をまとめてまいりましたが、その間、僅か 3 年間の間に社会・経済情勢は大きく変動し、構造物の建設機会が少なくなろうとしている今、合理化の成果を残すことの重要性を痛感している次第であります。

筆者は、研究成果を学位論文にまとめる機会を得ましたが、この成果は上司の方々、諸先輩の方々、

同僚の方々をはじめ設計・施工に携わっていただいた方々の多大なご指導、ご助言、ご支援の賜物であります。

開発を進めるにあたってご指導、ご助言を頂いた北村八朗博士、岡井大八マネジャー、開発にあたって頂いた同僚の方々に感謝の意を表します。

奇しくも、この論文をまとめる時期に、日本ガス協会の LNG 地上式貯槽指針が改訂され、PCLNG 貯槽が取り込まれ、PCLNG 貯槽の設計、施工技術を集大成する epoch になることを感慨深く思っている次第であります。

最後に、陰ながら応援してくれた家族に感謝します。